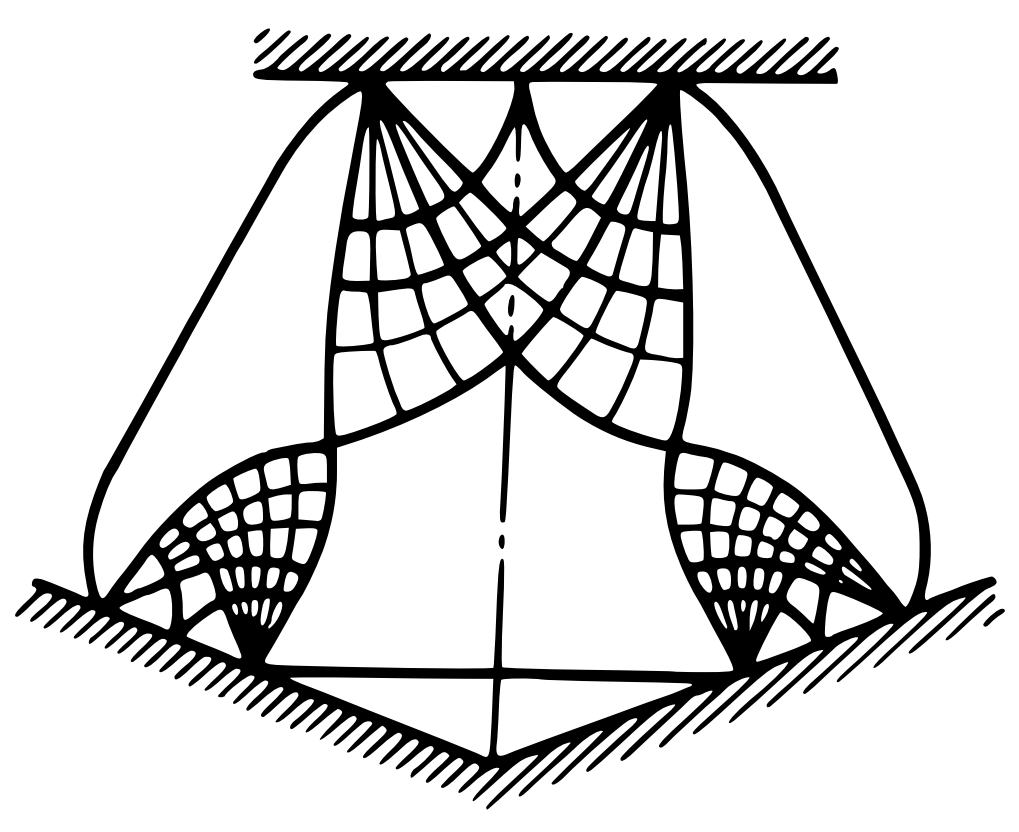
P. Poloukhine, V. Tiourine,
P. Davidkov, D. Vitanov

TRAITEMEN DES MÉTAUX PAR DÉFORMATION



Éditions Mir Moscou

П.И.Полухин, В.А.Тюрин
П.И.Давидков, Д.Н.Витанов

ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ В МАШИНОСТРОЕНИИ

Москва «Машиностроение»
София «Техника»

P. POLOUKHINE, V. TIOURINE
P. DAVIDKOV, D. VITANOV

TRAITEMENT DES MÉTAUX PAR DÉFORMATION

ÉDITIONS MIR
MOSCOU

Traduit du russe
par E. BOLACHENKO et V. VINNIK

На французском языке

Imprimé en Union Soviétique

© Издательство «Машиностроение», 1983 г.
© Издательство «Техника», 1983 г.
© traduction française, Editions Mir, 1987

PRÉFACE À L'ÉDITION FRANÇAISE

Le présent ouvrage est le fruit des travaux des chercheurs soviétiques et bulgares dans le domaine du traitement des métaux par déformation dans les constructions mécaniques des deux pays: l'U.R.S.S. et la République populaire de Bulgarie. Les auteurs se sont proposés de faire le choix et l'étude des procédés destinés à obtenir les éléments de machines et les ébauches des constructions mécaniques avec la précision requise de la forme et des dimensions. En même temps, les auteurs n'ont pas omis d'examiner les particularités métallurgiques propres à la production des pièces uniques à partir des lingots géants et à l'estampage du métal liquide. Or, les auteurs ont cherché à rédiger un ouvrage qui soit utile tant aux spécialistes travaillant dans l'industrie à production en grandes séries qu'à ceux qui ont affaire à la fabrication de faibles séries et de pièces uniques.

Etant donné le volume limité du livre, il serait difficile de passer en revue tous les procédés du traitement des métaux par déformation qui sont connus et mis en œuvre ; on a donc choisi les schémas technologiques types. Bien plus: les auteurs ont essayé de fournir des connaissances théoriques nécessaires à la compréhension et à l'analyse de tout autre procédé du traitement par déformation et à la conception de nouveaux schémas technologiques. Un chapitre du livre est consacré à ce problème. On y expose les principes de l'organisation des flux de l'écoulement plastique du métal et on donne l'algorithme de l'établissement d'un processus du traitement par déformation.

Les auteurs ont cru utile d'éclairer des phénomènes physiques et mécaniques dont les ébauches en déformation sont le siège et qui aboutissent à la formation de la structure et des propriétés de service du métal déformé. On a fait attention au frottement plastique, un des facteurs les plus importants du régime de déformation.

Les données concernant les schémas technologiques concrètes sont classées selon les principaux types de produits utilisés dans les constructions mécaniques, ce qui d'une part, rend l'exposé clair et concis, et d'autre part, laisse au lecteur la possibilité de faire des évaluations économiques et techniques de divers procédés du traitement des métaux par déformation.

D'après les matières traitées et le style de l'exposé le livre représente une monographie, tandis que la méthodologie de l'étude des procédés par déformation permet de l'utiliser en tant que manuel pour les universités techniques et les écoles polytechniques.

Une grande expérience d'enseignement en Algérie (le docteur d'Etat, professeur V. Tiourine avait professé à l'université d'Annaba, et le chargé de cours D. Vitanov, à celle de Constantine), permet aux auteurs de proposer le livre aux étudiants des grandes écoles de l'Algérie, de la Tunisie, du Maroc, de la Guinée, qui forment les ingénieurs pour la métallurgie et les constructions mécaniques. Cet ouvrage peut s'avérer utile à ceux qui poursuivent les études, aux maîtres de conférences et aux chercheurs se spécialisant dans le traitement des métaux par déformation lors du choix de l'équipement et des procédés à la base de l'analyse scientifique.

Les auteurs

Chapitre premier

BASES THÉORIQUES DU TRAITEMENT DES MÉTAUX PAR DÉFORMATION

Ces derniers temps on a vu s'accroître rapidement la part des procédés du traitement des métaux par déformation dans le stade de l'obtention des ébauches et des pièces. C'est que ce type de traitement procure une bonne qualité du métal des ébauches, une baisse considérable de la consommation du métal et l'augmentation de la productivité du travail. En particulier, le rendement peut atteindre 70 à 75 % (et dans certains cas, pour ce qui concerne l'estampage à froid, à 95 %). C'est donc la raison d'un si grand intérêt que l'on porte à la mise en œuvre des procédés par déformation dans les constructions mécaniques.

1.1. Principaux procédés et rôle du traitement des métaux par déformation dans les constructions mécaniques

Les principaux procédés du traitement des métaux par déformation sont : le forgeage, l'estampage, le pressage, le tréfilage et le laminage.

Les raisons essentielles pour lesquelles on recourt au traitement par déformation sont les suivantes : la mise en forme qui correspond le mieux à la configuration de la future pièce par la voie la plus économique, l'élimination des défauts de la structure fondue, l'amélioration de la qualité du métal par transformation de la structure fondue en structure déformée et, enfin, la possibilité même de la déformation plastique des alliages peu plastiques.

On parvient donc à améliorer la qualité du métal non seulement lors de la fabrication, de la coulée et du traitement thermique ultérieur, mais aussi lors de la déformation.

Les procédés modernes le plus perfectionnés de fusion du métal et de sa refusion sous laitier électroconducteur, l'affinage sous vide avant la coulée connus actuellement n'assurent pas une qualité supérieure du métal, la déformabilité et les caractéristiques de résistance requises. Et c'est justement la déformation plastique qui lui confère les meilleures qualités, tout en éliminant les défauts du métal fondu et en transformant sa structure fondue.

Parmi une multitude de procédés de traitement par déformation plastique, le forgeage et le laminage des métaux sont les plus universels. Les grandes pièces déformées pesant plusieurs tonnes ne peuvent être obtenues que par forgeage et par laminage. Les procédés de transformation plastique sont souvent utilisés pour la déformation initiale des alliages de précision peu plastiques.

L'utilisation toujours croissante de grands lingots, des ébauches fabriquées par coulée continue et l'apparition dans l'industrie des alliages complexes, réfractaires et très solides, sont caractéristiques d'une nouvelle étape du développement des procédés par déformation. C'est par le procédé Martin duplex avec l'affinage sous vide qui suit qu'on obtient un métal de haute qualité pour de gros lingots (150 t et plus) et des lingots moyens (de 10 à 70 t). Les premiers sont utilisés pour la fabrication des pièces uniques dans les constructions mécaniques pour l'énergétique, et les seconds, pour faire des pièces forgées dans plusieurs branches importantes de l'industrie. Et pourtant, même lorsque les paramètres technologiques de la fusion et de la coulée sont observés très strictement, les lingots ne sont exempts dans le meilleur des cas que des défauts superficiels. La ségrégation axiale (en V) et extra-axiale (en Λ), les discontinuités dues au retrait, des impuretés non métalliques, dont la présence dans les lingots est inévitable, passent dans l'ébauche déformée. Ceci entraîne la nécessité de diminuer, sinon d'éliminer, leur action nuisible à la qualité des produits des constructions mécaniques.

Le problème est d'autant plus compliqué que pour les ébauches de différentes dimensions la répartition des déformations et même le régime technologique varient considérablement.

La possibilité d'obtenir des pièces de qualité à base des ébauches de coulée continue présente un intérêt particulier. L'un des avantages principaux des procédés de la coulée continue et demi-continue de l'acier est l'absence de la déformation des lingots sur les laminoirs à lingots. Mais pour éliminer les défauts intérieurs de l'ébauche obtenue par la coulée continue (fissures dans la zone centrale, porosité axiale, discontinuités dues au retrait), il est nécessaire d'augmenter le taux de réduction (de 4 à 8), ce qui diminue sensiblement la gamme des ébauches pour les constructions mécaniques. La tâche de consolidation et de ressoudage des défauts internes dus au retrait, obtenus par de petites réductions, présente un grand intérêt pour les constructeurs des machines.

Dans la plupart des procédés de déformation plastique l'écoulement du métal n'est pas homogène, et la répartition finale des déformations (de même que des propriétés mécaniques) n'est pas uniforme. D'habitude ce phénomène est jugé nuisible, et à juste titre. Cependant, pour certains produits les hautes qualités de solidité et de plasticité (donc, le travail par déformation le mieux adapté) ne sont souvent nécessaires que dans certaines zones de la pièce. Les exigences

des constructeurs supposent parfois la répartition non uniforme des propriétés mécaniques du métal dans la pièce donnée, ce qu'on atteint d'une façon plus économique par une répartition conforme des flux plastiques du métal et des déformations, c'est-à-dire par un caractère inégal prévu de l'écoulement du métal.

La répartition des flux plastiques du métal suivant trois axes de coordonnées est définie dans le cas général par le principe de la résistance relativement faible à la déformation.

Ainsi, les procédés par déformation dans les constructions mécaniques permettent non seulement d'économiser le métal et d'augmenter la productivité du traitement des ébauches, mais aussi d'élever le niveau des caractéristiques de service des pièces et des constructions.

1.2. Principes d'établissement des régimes de déformation

Analyse sommaire de l'état actuel de la théorie du TMD. L'essentiel de la théorie du traitement des métaux par déformation consiste en étude analytique et expérimentale de l'état de contrainte et de déformation du métal en fonction des conditions de sa déformation, à savoir: efforts, vitesses, contacts, déformations, températures.

La théorie accorde une grande place à l'étude de la déformabilité des métaux, avant tout, à leur faculté à être traités à chaud, ainsi qu'à l'élaboration des méthodes d'évaluation de la limite d'élasticité et des méthodes de l'augmentation des réductions admissibles sans que le métal se détruise. Dans le cadre de cette théorie on étudie également le déroulement du processus de déformation lors des opérations différentes visant à établir les meilleures proportions entre les dimensions des ébauches et du produit final (réductions dites moyennes, avances — absolues et relatives — , relations géométriques des dimensions des ébauches). Dans la théorie l'influence de la déformation plastique sur les propriétés physiques et mécaniques du métal est liée aux propriétés des produits finis, considérées en tant que fonctions des régimes technologiques appelés à assurer les caractéristiques de service requises.

L'étude de l'écoulement plastique des métaux qui ont les propriétés mécaniques connues, se fait par des méthodes qui permettent de calculer les paramètres des processus de déformation. Pourtant avec ces méthodes il est impossible d'élaborer les nouveaux procédés technologiques qui fournissent l'écoulement du métal prescrit.

Les théories de l'écoulement plastique bidimensionnel permettent d'analyser la répartition des contraintes et des déformations dans les sections de l'ébauche, mais l'intégration ultérieure de ces phénomènes n'a pas été faite, et le problème inverse du retour aux paramètres technologiques moyens n'est pas résolu non plus. Lorsque

la configuration du foyer de déformation n'est pas connue, et lorsqu'on ignore les conditions aux limites pour les contraintes et les vitesses, la méthode grapho-analytique s'avère utile. Pour évaluer la complétude de la solution graphique, il suffit de calculer les contraintes dans la zone rigide, elles ne doivent pas dépasser la limite d'écoulement.

Il est impossible de dégager un champ réel de tous les champs de déplacements admissibles du point de vue de la cinématique, si on ne se sert que de la théorie d'un corps rigide-plastique parfait. On étudie donc des lignes physiques de glissement. L'étude expérimentale des conditions aux limites aide à choisir l'unique solution du système d'équations cinématiquement admissibles. Pour résoudre des problèmes pratiques, la méthode des lignes de glissement permet d'unir les prémisses physiques à une grande exactitude mathématique, surtout lorsque dans une ébauche il existe plusieurs zones plastiques, et les calculs analytiques deviennent trop encombrants. Actuellement, la méthode des lignes de glissement est l'unique voie qui permette d'analyser la répartition des contraintes dans la section d'un corps. Le système complet d'équations d'écoulement plan du métal pour les contraintes et les vitesses ne se résout que dans certains cas pour la forme fermée, d'habitude par les méthodes numériques ou graphiques.

Si les conditions aux limites sont données en contraintes, le champ des contraintes est défini sans tenir compte des vitesses. L'étude correcte de l'état de déformation et de contrainte dans le cas de l'écoulement plastique volumétrique est à l'heure actuelle impossible. La théorie des déformations permet d'appliquer la méthode des approximations successives: trouver d'abord le champ des contraintes, établir les paramètres de déformation à partir de ce champ, ensuite le préciser. Mais dans ce cas on ne peut pas recourir aux équations des vitesses, puisque l'utilisation des déformations logarithmiques est alors exclue. Le recours à la théorie d'écoulement peut amener à des solutions fermées, mais, compte tenu de la complexité des équations ainsi obtenues, la valeur des contraintes est déterminée par intégration numérique. Dans la méthode variationnelle le champ des vitesses est souvent présenté sous forme de fonctions tabulées qui sont approximées par des polynômes pour plus de simplicité, ces équations ne reflètent pas les liens physiques.

Les données contradictoires concernant les zones de glissement et d'adhésion sur les surfaces de contact lors du traitement par déformation ont amené à des solutions qui ne reflètent pas le tableau réel de l'écoulement du métal. La résolution des deux équations selon Lagrange et Castigliano permet de surmonter en partie l'insuffisance des conditions aux limites. Formuler et étudier les conditions aux limites constitue un problème à part, qui définit la différence des objectifs technologiques du traitement par déformation des autres

problèmes de la théorie de plasticité. Lorsqu'on cherche la solution mathématique exacte des problèmes du traitement par déformation, la restriction principale est liée à la nécessité de formuler la loi physique du frottement sur les surfaces de contact. Le coefficient de frottement est exprimé comme un rapport de la contrainte tangentielle sur la surface de contact à la contrainte de cisaillement maximale, ou bien comme cosinus de l'angle de la sortie des lignes de glissement sur la surface de contact.

Malgré la diversité des problèmes et l'absence de la méthode unique de leur résolution, les méthodes différentes ne s'excluent pas, mais se complètent, car les difficultés qui surviennent ont un caractère non pas purement mathématique, mais aussi technologique (par exemple, on ne connaît pas la frontière qui sépare le métal rigide de celui qui est déformable plastiquement, on ignore aussi son déplacement au cours de la déformation).

Lors de l'énoncé mathématique du problème du traitement par déformation, des hypothèses simplificatrices sont largement utilisées: on ramène le problème à celui plan ou bien symétrique par rapport à l'axe, l'écoulement du métal est supposé monotone, stationnaire, les propriétés du matériel sont supposées idéales, les conditions de déformation sont schématisées.

On peut recourir aux solutions du problème plan pour définir le caractère de l'écoulement plastique du métal, les dimensions du foyer de déformation, pour mieux choisir les outils. Les dépendances des efforts de déformation unitaires obtenues pour l'écoulement plan et volumique coïncident qualitativement et se rapprochent quantitativement. L'avantage de la résolution du problème plan consiste en ce qu'il peut être défini statiquement, c'est-à-dire qu'on peut résoudre les équations seulement pour les contraintes. Le moyennage de la composante de la déformation longitudinale donne des erreurs ne dépassant pas 8 à 9 %, même sans tenir compte du frottement sur les surfaces de contact.

La résolution théorique stricte exige de considérer des métaux réels comme idéaux. Dans les problèmes technologiques du traitement par déformation l'utilisation de la notion d'un corps rigide-plastique est bien fondée, car on observe des zones des grandes déformations plastiques dans une partie d'une ébauche à côté des zones de déformation insignifiantes dans une autre partie. Supposer qu'un corps soit rigide-plastique n'amène pas aux erreurs considérables, lorsque le métal de l'ébauche possède la liberté de déplacement dans une direction donnée. Moins la répartition des déformations est uniforme, plus les propriétés du matériel réel se rapprochent d'un corps rigide-plastique idéal.

Lorsque la température est élevée et la vitesse de la réduction petite, la déformation d'un corps solide peut être décrite assez strictement à l'aide des équations de l'état de milieu visqueux linéaire.

Au lieu de la condition de plasticité on introduit une équation rhéologique de l'état, qui relie l'intensité des contraintes tangentielles à celle des déformations de cisaillement. Les champs des lignes de glissement, construits selon les données de l'étude optique polarisée d'un modèle visqueux et d'un corps rigide-plastique, coïncident bien dans les limites du foyer des déformations. On utilise le plomb en tant que modèle d'un matériel pour la déformation de l'acier à chaud, car il procure une bonne coïncidence de l'écoulement du métal dans la région d'un foyer physique des déformations.

Dans la méthode des caractéristiques, qu'on emploie pour les problèmes compliqués, on se sert de l'hypothèse sur la simultanéité de l'écoulement du métal suivant plusieurs champs non équivalents, qui permettent d'analyser le changement de forme dans les conditions de la déformation à trois dimensions.

La notion de monotonie est nécessaire pour user des formules qui lient entre elles les contraintes et les déformations. La quasi-monotonie est admissible lorsque dans une partie d'un corps déformé le processus peut être jugé monotone, alors que le changement de la forme, en général, ne l'est pas.

Les processus périodiques de déformation ne sont pas monotones dans le cas général. Ainsi, pour évaluer les déformations il est plus correct de se baser sur l'intensité des déformations finales (tant normales que dues au cisaillement). Dans le cas de charge compliquée il n'est raisonnable de recourir à l'expression logarithmique des déformations que lorsque le système de mesure est tourné suivant le mouvement des axes principaux de l'élément étudié de l'ébauche. Cependant pour de fortes déformations il faut se servir des expressions logarithmiques des déformations et prendre en considération les déplacements rigides. L'application d'un déplacement rigide ou d'une rotation n'influe pas sur le tenseur de la déformation finale, bien que la matrice de transformation soit changée. La notion du schéma mécanique de la déformation caractérise les contraintes et les déformations dans le volume élémentaire d'une ébauche et n'est pas utilisable pour évaluer les conditions réelles du processus de déformation dans son ensemble.

Les lois principales de la déformation plastique sont établies par voie expérimentale. A la base de ces lois on fait des équations de la théorie de plasticité, dont la résolution permet d'obtenir un tableau de la déformation plastique pour d'autres cas. Dans la méthode variationnelle le rôle de l'expérience est important pour mettre en évidence l'allure de la dépendance étudiée et pour bien choisir le système des fonctions convenables.

L'étude de l'état déformé est à la base de presque toutes les méthodes expérimentales. D'habitude on recourt à l'ensemble de trois procédés: couches optiquement sensibles (photoplastiques et autres), réseaux de coordonnées, bandes en moire. Par la méthode

de photoplasticité il est difficile de prendre en considération les forces de frottement sur les surfaces de contact. Par la méthode des bandes en moire on obtient des champs de déplacements continus, dont la différentiation donne des dérivées des déplacements qui entrent dans les formules pour les calculs ultérieurs des paramètres mécaniques du processus.

La complexité de la mécanique des procédés par déformation a amené à l'utilisation générale des indices moyens, notamment, pour la description mathématique du procédé de la transformation des dimensions géométriques de l'ébauche grâce à une série de réductions successives par des passages et des passes. On recourt alors à la simulation géométrique en adoptant que le frottement est le même pour la nature et le modèle.

Dans les procédés par déformation l'essentiel c'est le mécanisme de cisaillement, les phénomènes de cisaillement définissant l'apparition des macrofissures aussi bien que l'action déformante sur le métal coulé. La propriété essentielle — faculté de se déplacer suivant les lignes de glissement — qui explique le macromécanisme de l'écoulement est la même pour les corps avec n'importe quelle conduite rhéologique.

Le développement des nouveaux procédés par déformation et la mise en œuvre des nouveaux matériaux dans les constructions mécaniques définissent l'actualité du problème de l'analyse des phénomènes locaux pour la déformation plastique.

Essence de l'écoulement plastique. Le flux de l'écoulement plastique c'est un macromouvement unidirectionnel du métal qui a lieu à la suite des déplacements déformatifs (et rigides sur la surface de contact). Les flux de l'écoulement plastique V prescrits sont formés par l'action de déformation de l'outil sur l'ébauche, les flux plastiques de déplacement Q se développent à cause de l'incompressibilité du matériel de l'ébauche. Dans le cas particulier peut être prescrite l'interdiction du flux (ou des flux) de déplacement suivant un axe quelconque ou une direction quelconque (la soi-disant absence de liberté pour les flux par l'intermédiaire des obstacles à l'écoulement plastique): figure 1.1.

L'ensemble des flux prescrits V et des flux de déplacement Q forme un schéma de l'écoulement plastique du métal. Le schéma de l'écoulement plastique est une macrocaractéristique du foyer de déformation à la différence des schémas de l'état de contrainte et de déformation qui font partie des volumes élémentaires.

Le schéma de l'écoulement plastique du métal pour une opération de forgeage prise à part est appelé schéma de l'écoulement simple, et celui pour plusieurs opérations consécutives du traitement par déformation, schéma de l'écoulement combiné.

Dans le schéma de l'écoulement plastique la direction des flux V et Q est établie par rapport à tout le volume du foyer de déforma-

tion. Ces flux peuvent avoir un sens unique. Lorsque les flux de l'écoulement plastique sont mutuellement équilibrés, on observe les égalités $|\overline{V}_x| = |-\overline{V}_x|$ et $|\overline{Q}_x| = |-\overline{Q}_x|$, outre cela, entre les flux il y a obligatoirement les surfaces de séparation ou de jonction d'écoulement (surfaces neutres) qui peuvent dégénérer en surfaces, lignes, points.

La méthode de fixation et d'analyse des flux de l'écoulement plastique Q comprend les étapes suivantes: la mise en évidence des lignes de séparations des flux sur les surfaces de contact (selon l'anisotropie optique ou par analogie avec un remblai de sable), l'analyse des champs des trajectoires $z = z(x, y)$ dans le volume déformé, la mise à part des déplacements rigides C_i et de ceux de déformation

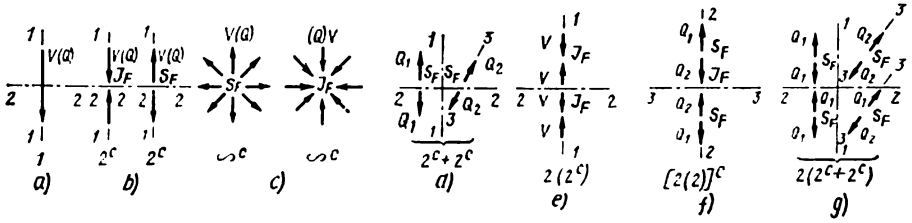


Fig. 1.1. Principaux schémas de l'écoulement plastique du métal lors du forgeage:

a, à une direction ; *b*, à deux directions ; *c*, symétrique par rapport à l'axe ; *d*, symétrique par rapport à deux axes ; *e*, à deux directions, symétrique ; *f*, à deux directions, non symétrique ; *g* – à deux directions, symétrique par rapport à deux axes ; 1-1 – axe des flux prescrits ; 2-2 – axe des déformations positives maximales ; 3-3 – axe des flux de déplacement ; S_F, J_F – symétrie des flux par rapport aux lieux géométriques de la séparation et de la jonction respectivement

V_i, l'élaboration des zones des valeurs nulles et indéterminées des composantes mixtes des vitesses (une des composantes: $\partial v_x/\partial y$ ou $\partial v_y/\partial x$, est nulle ou tend vers l'infini).

Les caractéristiques des écoulements plastiques prescrits par le mouvement de l'outil, des obstacles — éléments de la forme de l'outil et des zones extérieures (non compressibles) de l'ébauche — de même que les écoulements de déplacement du métal, tel est l'essentiel des descriptions des opérations lors du traitement par déformation.

Les facteurs énumérés complétés par la caractéristique de l'action extérieure de force normale et de cisaillement sur l'ébauche permettent non seulement de décrire les opérations existantes, mais aussi de concevoir de nouveaux procédés par déformation. Par exemple, le schéma de l'écoulement du métal avec l'organisation des flux de déplacement situés sous un angle par rapport à l'axe principal de l'ébauche permet d'obtenir « la torsion » de la macrostructure et une anisotropie donnée du métal qui n'est pas propre aux ébauches déformées conventionnelles.

Structure des foyers de déformation. Les difficultés qui surgissent lorsque les problèmes sont strictement posés, sont surmontées lors d'une étude technologique selon le schéma suivant: choisir de principales phases de déformation d'un tel ou tel procédé; analyser la configuration et la structure du foyer de déformation pour chaque phase sous condition de déformation plane; déterminer les conditions aux limites conformément au procédé technologique étudié; prendre en compte les déformations suivant le troisième axe; évaluer l'efficacité de déformation de l'outil pour l'organisation des flux d'écoulement plastique du métal; étudier le comportement des éléments de la macrostructure de l'objet déformé; apprécier les propriétés mécaniques et d'autres paramètres de la qualité du métal.

La diversité des schémas de l'écoulement du métal au cours d'une déformation plastique est liée au caractère différent des champs de forces de frottement sur les surfaces de contact. Le réglage des champs de forces de frottement sur les surfaces de contact influence à son tour la répartition des flux d'écoulement plastique du métal.

Pour les types essentiels des épures de frottement sur les surfaces de contact, on a établi leur liaison avec la répartition des contraintes normales et les zones cinématiques sur les surfaces de contact d'une ébauche mise à la réduction. Ces derniers temps on voit se répandre largement les procédés par déformation au cours desquels les cisaillements complémentaires à flux unique z se superposent au champ conventionnel de forces de frottement sur les surfaces de contact. A la suite d'une telle superposition se produit la déviation de l'interface des flux plastiques en direction contraire à l'effort de cisaillement. D'importantes déformations complémentaires de cisaillement provoquées par cette superposition, peuvent donc modifier le caractère des conditions aux limites jusqu'au schéma à flux unique des forces de frottement actif. Ce phénomène dépend des causes qui ont engendré les déformations complémentaires de cisaillement. Si les flux de déplacement du métal sont dus à la constance du volume d'une ébauche déformée, ce sont des forces de frottement résistantes qui agissent. Des flux tangentiels prescrits du métal avec des déformations complémentaires de cisaillement à flux unique se produisent en conditions aux limites correspondant au frottement actif.

La révélation des phases caractéristiques du processus de déformation permet de résoudre le problème du maintien et de la durée d'utilisation des conditions aux limites et du schéma cinématique du métal adoptés. En traçant le foyer de déformation, il faut tenir compte de la forme de l'ébauche. Il est nécessaire, en particulier, de définir les dimensions relatives des surfaces de contact.

Afin de trouver les surfaces de contact d'une ébauche avec les surfaces de travail de l'outil, on se sert du principe des variations de Lagrange sous forme de $\delta A_\Sigma = 0$ et de la méthode de résolution de Ritz conformément au milieu rigide-plastique.

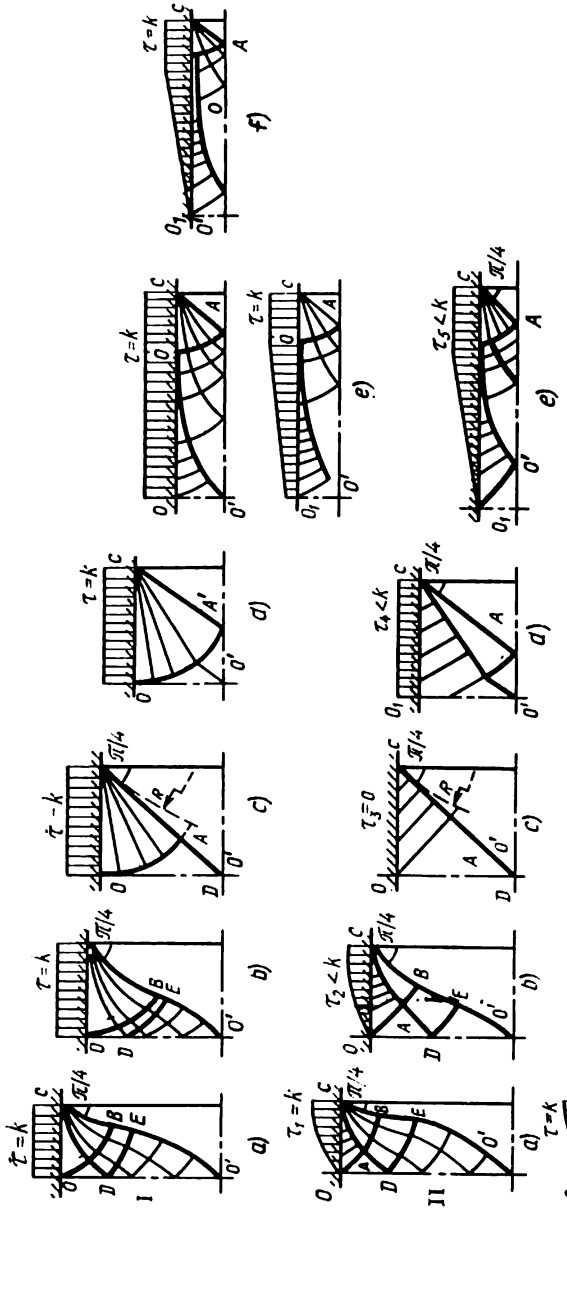


Fig. 1.2. Epures des contraintes tangentielles de contact et champs de lignes de glissement pour les ébauches ayant un différent rapport de dimensions B/H:

a à *e* — $B/H = 0,5$; 0,66; 1,0; 1,3; 5,5; 6,2; *I*, pour les conditions aux limites discontinues invariables (à l'exception de la position *f*); *II*, pour les conditions aux limites continues invariables (à l'exception de la position *d*); *III*, pour le maintien artificiel des contraintes limites de frottement dans les zones périphériques des ébauches

La détermination de ces grandeurs à l'aide des équations aux variations permet d'analyser le foyer de déformation par moyen des lignes de glissement établies pour les éléments géométriques de la section transversale de l'ébauche, obtenue lors d'une déformation tridimensionnelle.

Ce qui importe, c'est la corrélation entre les conditions de frottement sur les surfaces de contact et le rapport des dimensions de l'ébauche, qui a été révélée au cours de l'analyse des champs de lignes de glissement tracées à l'aide de la méthode proposée (figure 1.2).

L'épure discontinue des contraintes tangentielles de contact les plus grandes ne peut exister et être maintenue d'une façon artificielle que pour les ébauches ayant le rapport des dimensions $B/H \leqslant \leqslant \pi \sqrt{2} + 2\sqrt{2} \approx 5{,}05$; pour $\pi \sqrt{2} + 2\sqrt{2} \approx 5{,}05 < B/H < < 1 + \pi \sqrt{2} + 2\sqrt{2} \approx 6{,}05$, l'épure des contraintes tangentielles est discontinue, mais elle diminue en direction du milieu de la surface de contact. Pour le rapport $B/H \geqslant 1 + \pi \sqrt{2} + 2\sqrt{2} \approx 6{,}05$ l'épure des contraintes tangentielles est continue et passe par zéro (où B et H représentent respectivement la largeur et la hauteur de l'ébauche).

L'analyse des épures des contraintes tangentielles et des champs de lignes de glissement démontre, à son tour, leur correspondance avec le changement naturel des conditions cinématiques sur la surface de contact. Lors de l'aplatissement des ébauches hautes on observe l'adhésion du métal à l'outil de forgeage, en cas des ébauches moyennes, le glissement de contact, et en cas des ébauches basses, une nouvelle apparition de la zone d'adhésion au milieu des surfaces de contact (elle est due à l'augmentation du parcours de frottement).

Un modèle de corps rigide-plastique sans consolidation, utilisé pour l'analyse de forgeage des ébauches rondes, même en l'absence des forces de frottement de contact, ne démontre pas le travail de la zone axiale de l'ébauche lors de la réduction par les outils de forgeage dont l'angle de découpure est de 90° jusqu'aux taux de déformation, où se produit l'écoulement commensurable du métal dans la découpure des outils ainsi que dans l'espace entre eux.

Si l'ébauche ronde est réduite par les outils de forgeage combinés (dont la partie supérieure est plate et inférieure découpée), la jonction des zones des champs de lignes de glissement (sous condition de la même pression hydrostatique dans les centres joints de deux champs) est réalisée en lignes droites (figure 1.3). Le développement du champ de lignes de glissement suivant les lignes droites détermine l'uniformité de l'état de contrainte sans contraintes de traction. C'est la différence qui distingue la grille établie pour les lignes de glissement des champs mentionnés pour la charge radiale d'une ébauche ronde par trois forces indépendantes. La possibilité de réaliser les champs proposés a été confirmée par la méthodologie parti-

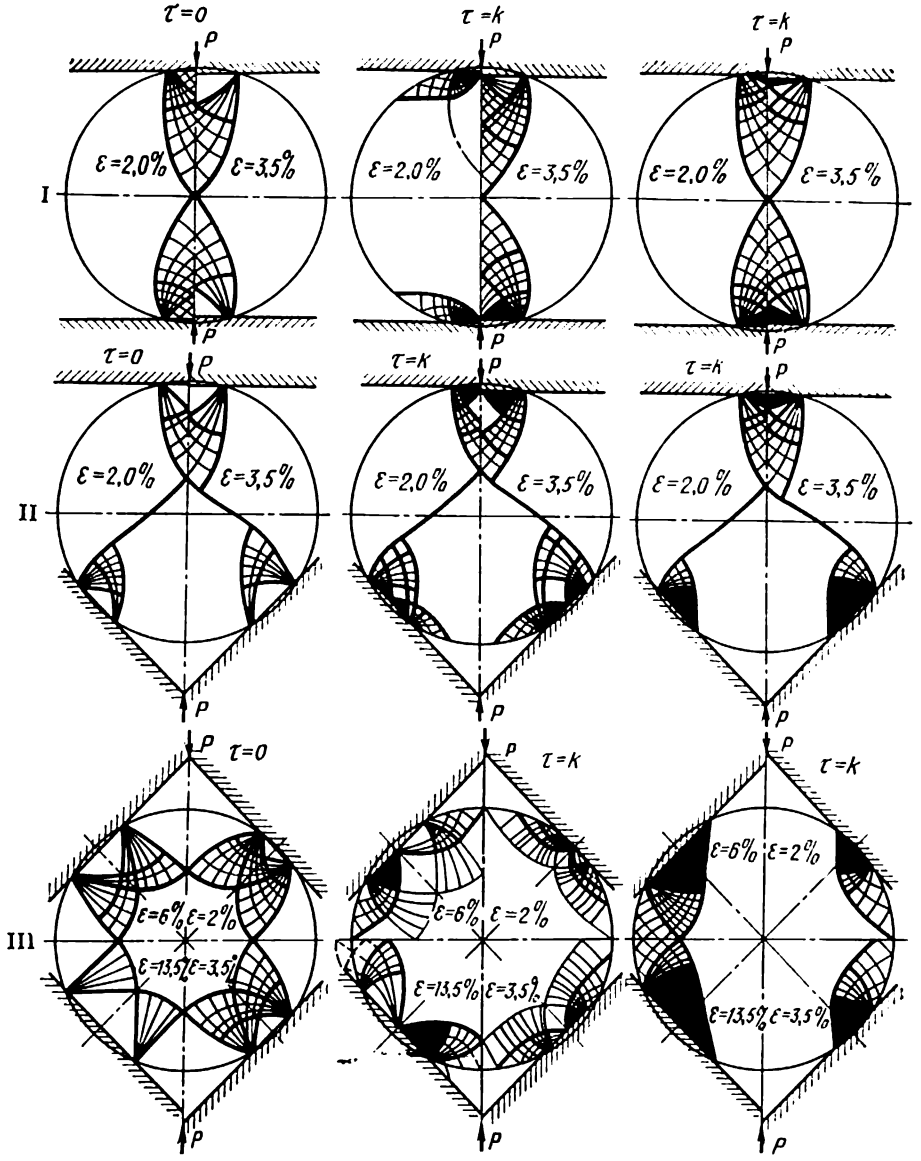


Fig. 1.3. Champs de lignes de glissement lors de la déformation d'une ébauche ronde par outils plats (*I*), combinés (*II*) et rhombiques découpés (*III*) pour différentes conditions de frottement de contact

culière visant à révéler les lignes physiques de glissement et basée sur l'examen de l'anisotropie optique de la surface des ébauches déformées.

La structure analogue du foyer de déformation dans d'autres procédés par déformation garantit la possibilité de réduire les contraintes de traction, en particulier au cours de l'élargissement. La

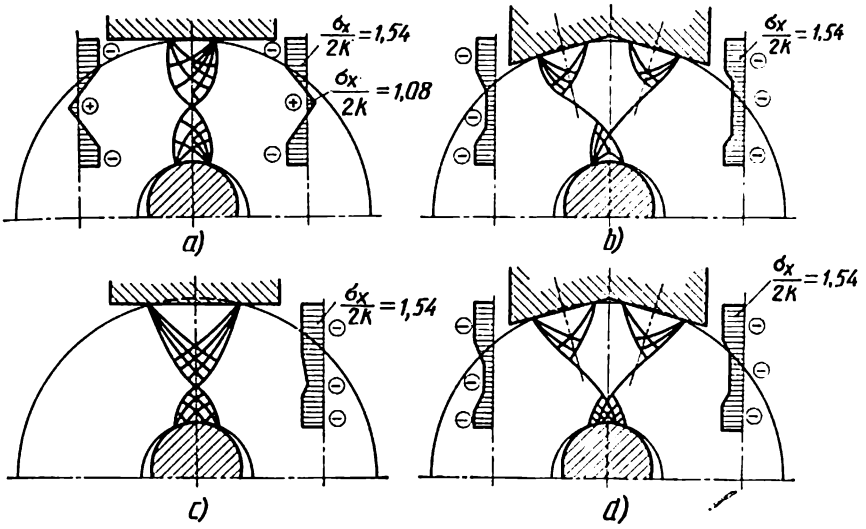


Fig. 1.4. Foyer de déformation lors de l'élargissement des ébauches annulaires par les outils plats (*a*, *c*) et rhombiques (*b*, *d*) avec différents taux de déformation :

a, *b*, $\varepsilon = 1$ % ; *c*, *d*, $\varepsilon = 5$ %

construction des champs de lignes de glissement a été faite pour deux configurations de l'outil, notamment pour l'outil plat et rhombique découpé (figure 1.4).

L'élargissement à l'aide d'un outil de forgeage plat se produit sous l'effet de contraintes de traction à partir du début de la réduction jusqu'à un taux de déformation inférieur à 5 %. La différence de principe du caractère du champ de lignes de glissement lors de la réduction par l'outil rhombique découpé réside dans sa structure à deux foyers sous la partie supérieure et la jonction des éléments supérieur et inférieur du champ suivant les lignes droites. Ceci est dû à la forme de l'outil (rhombique) et n'est pas possible lors du forgeage par un outil découpé à rayon. L'avantage présenté par l'outil rhombique consiste en son caractère universel pour tous types et dimensions des ébauches et toutes phases de l'élargissement. En outre, l'état de contrainte est invariable le long des lignes droites de jonction des éléments du champ, il correspond à l'action des con-

traintes de compression seules (du début de la réduction jusqu'à n'importe quelle phase de l'élargissement).

Le foyer de déformation pour la charge symétrique quadrilatérale de l'ébauche au cours du forgeage radial est différent de celui pour le laminage non profond sans centre et le forgeage conventionnel par des outils découpés grâce aux champs symétriques à deux flux de frottement résistant qui ne devient pas actif en section transversale de l'ébauche pour aucun rapport des dimensions de l'outil et aucune phase du processus de déformation.

La charge quadrilatérale par attaques indépendantes sous condition de possibilité limitée des flux de déplacement du métal n'assure que le schéma de l'état contraint de compression, les déformations plastiques ne pénètrent pas dans la zone axiale par la section transversale.

Afin de prévoir les caractéristiques de travail du métal duquel sont fabriqués des produits et de construire le foyer de déformation donnée, on apprécie d'avance les propriétés mécaniques des métaux en différentes zones de déformation.

Les résultats des essais de traction des éprouvettes coupées d'une pièce forgée sous forme de disque obtenue par aplatissement ont permis de faire la conclusion suivante: en zones de localisation des déformations de cisaillement la limite d'écoulement est la plus importante (1,5 fois plus grande qu'en zones de déformation difficile); l'augmentation maximale étant reçue avec l'utilisation des éprouvettes orientées en direction radiale, et moins grande avec les éprouvettes orientées en direction longitudinale.

La comparaison des indices de réduction relative transversale des éprouvettes a permis d'établir, outre leur augmentation habituelle le long de la direction d'écoulement du métal, l'accroissement en zones de déformations de cisaillement localisées de 2 à 2,5 fois en comparaison des valeurs enregistrées pour les zones de déformation difficile. L'influence de la localisation des déformations de cisaillement peut donc être utile.

La modification simultanée des indices d'allongement δ et de striction ψ peut se produire à la suite du changement de l'uniformité de traction des éprouvettes en longueur. L'estimation quantitative de ce phénomène est importante en vue de prévoir les caractéristiques de travail du métal. Si la traction est homogène du point de vue de ca géométrie, le rapport $\frac{\psi/\delta}{1-\psi}$ est égal à l'unité (sous condition de lonstance du volume). La déviation de cet indice de l'unité s'explique par un caractère différent de la localisation des déformations en tourillon.

Quant à l'évaluation de l'influence exercée par les cisaillements, les valeurs angulaires des déformations locales s'avèrent plus significatives puisque d'après la condition de constance du volume l'hété-

rogénéité de la déformation longitudinale de certaines couches du lingot est limitée. L'orientation de l'axe principal de la déformation axiale lors du passage de la zone axiale à la surface change de façon monotone. L'orientation de l'axe principal de la déformation tangentielle en couche intermédiaire (entre la surface de l'ébauche et la zone axiale) varie de +45° à —45° par rapport au rayon de la section transversale de l'ébauche.

Pour l'écoulement non stationnaire on a calculé, à l'aide des réseaux de coordonnées, les déformations principales en pièces forgées obtenues par étirage en utilisant six différents procédés technologiques : à travers une plaque (par outils plats et convexes en section transversale), par outils combinés à angle de découpure égal à 135° avec retournements de 45° et de 3 × 90°-45°-3 × 90°, avec refroidissement préliminaire de la surface du lingot avant le forgeage et avec le chauffage homogène. De ce fait, l'hétérogénéité des déformations locales, qui dépend du procédé de forgeage choisi, a été révélée et estimée.

La rotation locale des axes de déformations transversales principales dépend du développement de l'élargissement, des macrodéformations de cisaillement, ainsi que de la rotation coaxiale des couches de l'ébauche durant la réduction. Deux derniers faits provoquent la torsion longitudinale des barreaux de coordonnées en hélice et la courbure du rayon de la section transversale de la pièce forgée.

L'analyse des foyers réels de déformation a révélé qu'il est rationnel de régler les conditions aux limites en certains cas, ce qui implique la nécessité de nouveaux procédés par déformation.

De nouveaux foyers de déformation sont construits selon le schéma ci-dessous :

1) on assigne les directions des flux prescrits du métal et des flux de déplacement ayant prévu leur développement libre (grâce aux découpures de l'instrument, ce qui permet au métal d'y pénétrer);

2) on étudie l'apparition des flux du métal sur les surfaces de contact avec outil, en analysant l'existence des lignes de séparation de l'écoulement plastique (où les forces de frottement changent de signe), et la formation probable des zones;

3) on assigne le caractère des épures des contraintes tangentielles de contact qui reflète la cinématique du processus de déformation à venir;

4) on construit la configuration de la surface de travail de l'outil et assigne la cinématique de ses déplacements (si nécessaire avec les déformations de cisaillement à flux unique).

Les conditions aux limites peuvent être réglées par action physique ou par moyens cinématiques.

Facteurs technologiques du traitement des métaux par déformation. L'étude de la structure des foyers de déformation permet de considé-

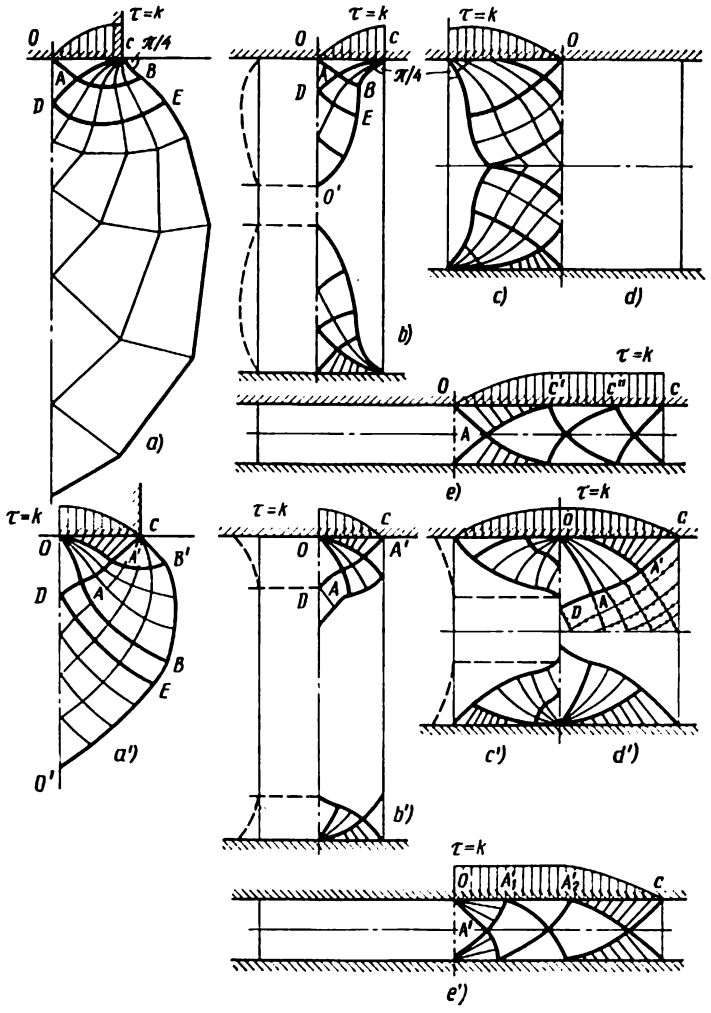


Fig. 1.5. Surfaces des plus grands cisaillements au foyer de déformation lors du corroyage d'une bande (a, a'), d'une ébauche haute (b, b'), d'une ébauche carrée (c, c', d') et d'une ébauche basse ($B/H = 8{,}1$) (e, e') pour le frottement résistant (a à e) et le frottement actif (a' à d')

rer la localisation des déformations comme facteur permanent influençant la TMD. Par exemple, lors du forgeage de la bande par des outils plats deux paires de surfaces de plus grand cisaillement se forment au foyer physique de déformation (figure 1.5).

On peut obtenir le déplacement des frontières du foyer physique des déformations et la dispersion de la zone des plus grandes défor-

mations de cisaillement, se produisant à cause de la modification de la surface de contact, par les avances combinées des ébauches en direction longitudinale et transversale, par le changement du taux de réduction et par l'emploi des outils de forgeage à sections transversales convexes. La déformation selon le schéma ci-dessus des lingots de 1,7 t fabriqués en acier 30ХГСА a sensiblement diminué l'hétérogénéité des déformations en section transversale. L'organisation des cisaillements majeurs au foyer de déformation (et non seulement à ses frontières) permet de transformer la structure de coulée en structure déformée avec le développement minimal des flux de déplacement. Ceci n'amène pratiquement pas à la modification de la surface de section transversale de la pièce forgée, bien que la redistribution intérieure des couches du métal de l'ébauche soit importante.

L'étude grapho-analytique des champs de vitesses de déformations normales et de cisaillement d'après les trajectoires des points lors de l'aplatissement de l'ébauche cylindrique a permis d'établir des zones où les composantes des vitesses dv_x/dy prennent les valeurs maximales et tendent vers l'infini. Au cours de la réduction dans le volume de l'ébauche ces zones se situent près de la surface conique dont l'angle au sommet est de 150°. Pour tous les points d'une telle surface le développement de la vitesse des déplacements de déformation de cisaillement a déjà lieu pour le taux d'aplatissement de 30 %. La disposition asymétrique (par rapport au flux de déplacement) des surfaces de jonction des parties des ébauches composées améliore les conditions de création de contact physique entre elles et peut être utilisée durant le soudage à la forge.

La grande diversité des flux plastiques de déplacement, en comparaison de celle qui a été prescrite, rend possible le réglage souple de la répartition des déformations en ébauche déformée sans modifier le schéma d'écoulement dans son ensemble. Si le développement de la surface libre de l'ébauche est suffisant, on peut changer les conditions géométriques du déplacement du métal grâce au profilage spécial des faces latérales. Conformément à l'aplatissement des lingots cela signifie qu'il est possible de bien travailler la zone axiale, ainsi que la zone de ségrégation extra-axiale.

Un moyen analogue de l'influence sur les flux de déplacement du métal lors de l'étirage peut être réalisé si l'on utilise des outils convexes en section transversale: à partir de la deuxième réduction (après retournement) les surfaces latérales de l'ébauche deviennent concaves et se renouvellent lors du forgeage.

La haute efficacité de l'influence exercée par le profil latéral concave du lingot sur la formation des flux de l'écoulement plastique a été confirmée par l'étude du foyer physique de déformation. Indépendamment de la forme de l'outil (plat, combiné, découpé), la réduction principale est concentrée dans la zone axiale des ébauches

déjà à l'étape initiale du processus. Avec les coefficients de réduction de 1,5 à 3,7 la déformation en zone axiale des pièces forgées fabriquées avec réglage des flux de déplacement est de 2 à 6 fois plus élevée en comparaison des pièces forgées produites à partir du lingot octogonal conventionnel.

Par le changement des conditions géométriques des flux de déplacement du métal l'écoulement macroscopique peut être réglé sans changer la forme de l'outil utilisé pour la déformation.

Lors du forgeage combiné avec l'étirage les conditions géométriques du déplacement du métal dans la section transversale de l'ébauche peuvent s'avérer asymétriques à la suite de la différente forme des zones non réduite et réduite sous la surface de travail de l'outil, ce qui dépend de la forme de l'ébauche, du taux de réduction et de l'angle de retournement.

Un intérêt particulier présente la « torsion » des macroéléments de la structure de la pièce forgée comme conséquence de l'accumulation des résultats de l'écoulement asymétrique du métal.

Les capacités de l'outil déformant consistent à créer un champ de contrainte et de déformation à l'instant initial de la réduction, à les transformer au cours de la réduction unitaire et — comme résultat accumulé de l'étape — à organiser le schéma d'écoulement. Après plusieurs réductions unitaires leurs résultats sont sommés en assurant la répartition résultante des déformations et la modification des éléments de la macrostructure dans l'ébauche.

La forme de la surface de travail en sections transversale, longitudinale verticale et horizontale (par rapport à l'axe de l'étirage), la configuration des frontières de la surface de travail, la périodicité et l'alternance des éléments travaillants, l'asymétrie de la géométrie de l'outil dans le bloc de l'outil inférieur et supérieur, la variabilité des paramètres lors de la réduction sont les critères de classification des outils utilisés pour la déformation.

La modification de la configuration du front de la surface de travail permet de développer les zones de déformation localisées suivant les surfaces de cisaillement au foyer physique des déformations, de changer la direction de déplacement du métal que l'on peut déterminer d'après la règle de normale la plus courte.

La dispersion des déformations de cisaillement obtenue par le forgeage à l'aide des outils de forgeage à front non rectiligne a permis de diminuer l'hétérogénéité de déformation dans l'ensemble de la section de 3 à 4 fois. Dans certaines zones l'hétérogénéité a diminué de 10 à 30 fois. Ceci a également rendu possible la diminution de l'anisotropie de la résilience du métal, surtout pour les coefficients de réduction importants lorsque la formation de filaments se manifeste assez clairement.

La mise en jeu simultanée (ou consécutive) de plusieurs éléments travaillants de l'outil de forgeage en zone de réduction de l'ébauche

est accompagnée d'un accroissement respectif du nombre de flux plastiques prescrits et de flux de déplacement du métal au foyer physique de déformation.

L'organisation de flux alternés représente une autre possibilité de réglage de l'écoulement plastique du métal qui peut être utilisée en vue de compenser les cisaillements excessifs propres à l'écoulement à flux unique nettement prononcé. Il s'ensuit l'amélioration des propriétés plastiques du métal de 1,5 à 2 fois (d'après les indices d'allongement relatif).

On a réussi d'augmenter considérablement la limite d'écoulement (de 18 % en moyenne) durant le laminage par l'outil rhombique découpé des anneaux en acier 12X18H10T grâce à la division des flux plastiques et au changement du schéma de l'état de contrainte.

L'asymétrie des flux prescrits lors de la réduction par les outils à surfaces croisées assure l'augmentation de l'aire des zones de déformations de cisaillement de 1,3 à 1,5 fois et celle de la longueur de leurs limites de 25 à 70 % en section transversale en comparaison de la réduction par des outils plats.

Au cours de la réduction de 20 à 40 % par les outils de forgeage dont l'angle de croisement des surfaces est de 120 à 160°, l'allongement de l'ébauche est de 2 à 3 fois moins grand qu'avec les outils découpés. Afin d'obtenir le même allongement de l'ébauche, lorsqu'un nouvel outil de forgeage est employé, il faudrait accroître la réduction normale de 1,4 à 2 fois (mais dans ces conditions au foyer de déformation se produit le développement ultérieur de cisaillement majeur).

Les possibilités analysées de la répartition prescrite du flux du métal se réalisent sous condition de régimes déterminés d'avances, de réductions et de retournements influençant le choix des paramètres de déformation indispensables de l'outil et de la géométrie de l'ébauche. En vue de décider à quel point la solution prise est optimale, on procède aux analyses des modèles statiques construits pour certains processus importants.

Un nombre de problèmes concernant la répartition donnée des déformations locales peut être résolu grâce à la répartition requise des températures en objet déformé.

Algorithme d'établissement des processus de déformation. Les facteurs technologiques de formation de flux plastiques étudiés ci-dessus peuvent être utilisés et modifiés dans une succession et des limites définies afin d'assurer de bonnes caractéristiques physiques et mécaniques du métal ainsi que de réaliser leur répartition prescrite dans le volume du produit (figure 1.6).

La formation de flux nécessaires du métal et de champs de déformations dans le volume de l'ébauche est assurée par l'élaboration de la configuration du foyer de déformation, la donnée des conditions

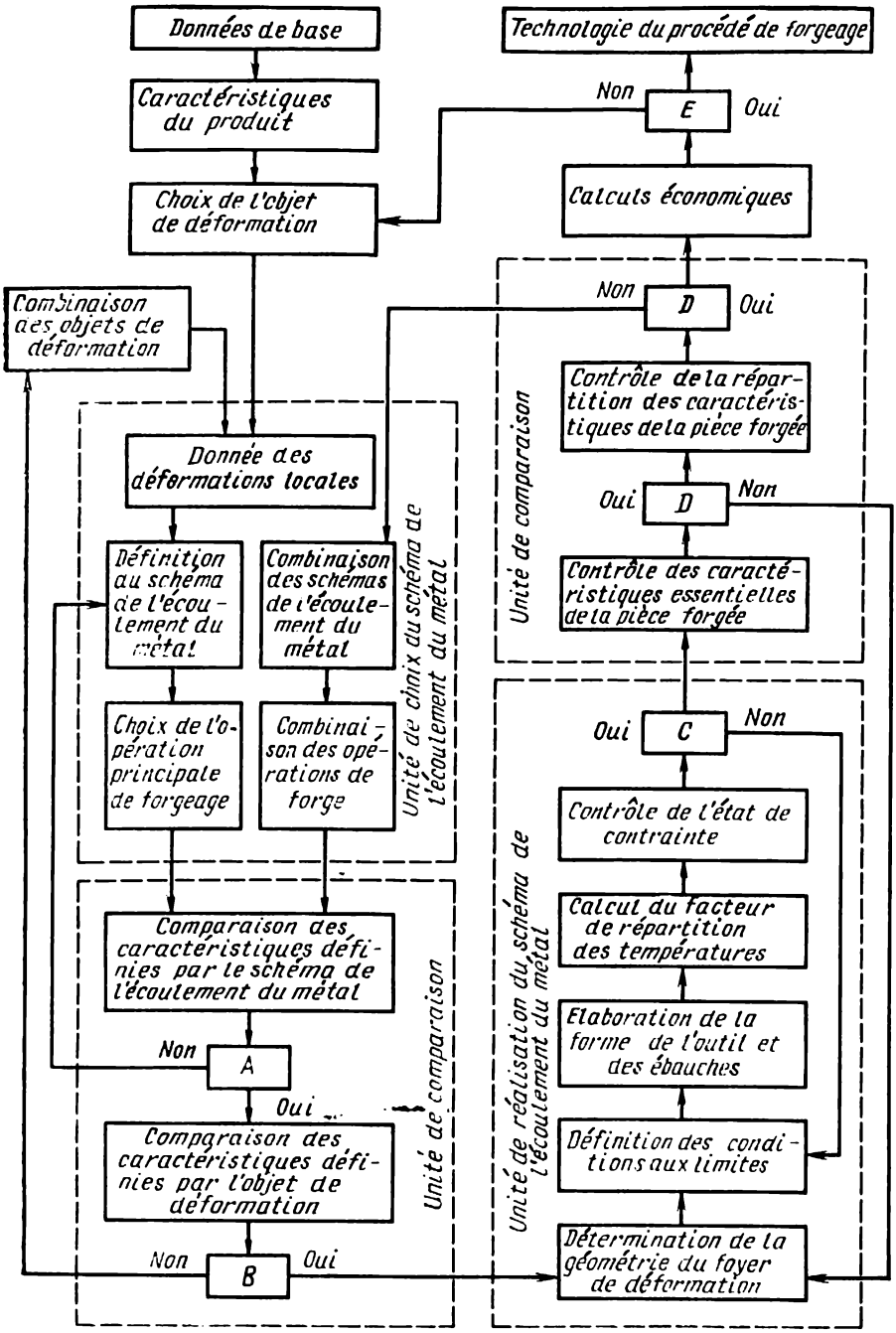


Fig. 1.6. Organigramme de l'algorithme d'établissement des processus de déformation

aux limites et le choix de l'outil déformant. Ensuite on calcule le facteur de distribution des températures.

Pour certaines étapes de l'établissement de la technologie on prévoit la comparaison des propriétés de l'ébauche aux propriétés exigées des produits et, si nécessaire, on inclut la combinaison des schémas de l'écoulement plastique des objets déformés (par exemple, par procédés de soudage par pression), ainsi que la combinaison des opérations et des outils déformants. Dans le cas de plusieurs variantes il est rationnel d'introduire dans l'organigramme de l'algorithme les calculs technico-économiques.

Chapitre 2

CARACTÉRISTIQUES DES LINGOTS ET DES RÉGIMES DE LEUR DÉFORMATION

2.1. Conditions métallurgiques de fabrication des lingots

Elaboration et coulée de l'acier. La fabrication des ébauches déformées à propriétés mécaniques élevées comprend les principales conversions suivantes:

1) fusion et coulée de l'acier;
2) déformation plastique des lingots;
3) traitement thermique des ébauches.

La qualité du métal déformé dépend en grande partie de celle des lingots utilisés en vue d'obtenir des ébauches déformées pour les constructions mécaniques.

La relation entre les propriétés finales des pièces en acier déformées et la structure d'une ébauche coulée a été établie pour la première fois par P. Anossov.

La structure interne d'un lingot est déterminée par les conditions de solidification de l'acier liquide dans les lingotières. En fonction de ces conditions, il se forme trois zones caractéristiques de macrostructure dans un lingot moyen, il y en a cinq dans le cas d'un lingot géant.

A côté d'une hétérogénéité de structure importante, les lingots produits pour les besoins des constructions mécaniques sont caractérisés par une hétérogénéité chimique (dendritique et zonale) due à la redistribution des impuretés lors de la solidification: la formation des zones de ségrégation extra-axiale situées sous un angle par rapport à l'axe du lingot et dont la teneur en soufre est de 25 à 30 fois supérieure.

La coulée terminée, la solidification du métal dans la lingotière a lieu avec la formation des cavités de retrait, de la porosité axiale, des fissures internes et externes. La porosité axiale détermine les basses propriétés mécaniques du métal dans une zone dont la longueur peut atteindre 60 % de la hauteur du cône du lingot et 15 % de sa section transversale. Les fissures internes transversales et de petites fissures axiales altèrent également la qualité du métal coulé. Lors de la solidification des lingots la solubilité des gaz dans le métal diminue et les bulles se forment dans la zone sous la peau du lingot. La teneur élevée de l'acier en hydrogène est la cause de la formation des flocons; la présence des impuretés non métalliques (oxydes, sili-

cates, sulfures, etc.) compromet les caractéristiques plastiques de l'acier.

Afin d'améliorer la qualité du métal des lingots on procède au traitement par le vide du métal en fusion, ainsi qu'au traitement en poche de coulée par les gaz inertes, des scories liquides synthétiques, ce qui permet d'abaisser la teneur en inclusions non métalliques et en gaz et d'améliorer les propriétés mécaniques de l'acier. La régulation du front de cristallisation du métal dans un lingot peut donner de bons résultats. Les études expérimentales ont démontré qu'il est possible d'exclure pratiquement la ségrégation du soufre, du phosphore et de l'azote, si la vitesse de cristallisation dépasse 1,8 mm/mn. Notamment, l'introduction dans une lingotière des microréfrigérants sous forme de poudre de fer permet de disperser les zones ségrégées suivant la section du lingot. On arrive à améliorer la structure interne du lingot et la qualité du métal grâce au changement des conditions de travail de la masselotte, en utilisant, par exemple, des châssis masselotte borgnes ou bien le réchauffage de la masselotte de lingot, ce qui conduit également à la diminution de la consommation de l'acier et à l'augmentation du rendement métallurgique.

La refusion sous laitier électroconducteur rend possible l'amélioration de la qualité de l'acier liquide initial, néanmoins à l'heure actuelle ce procédé permet de produire des lingots dont la masse ne dépasse pas quelques dizaines de tonnes. L'utilisation des lingots obtenus par ce procédé pour la fabrication de grosses ébauches de 110 à 200 t est devenue possible grâce au soudage sous laitier électroconducteur.

Particularités de la structure des lingots. Dans les constructions mécaniques on utilise le plus souvent les lingots de section octogonal, à masselotte de 18 à 22 %, à conicité du corps (des deux côtés) de 2 à 5 % et à rapport de la longueur au diamètre de la section de 1,8 à 2,3. Le rendement métallurgique de la fabrication des pièces forgées du type arbres à partir des lingots décrits plus haut est en moyenne de 65 %.

En vue de produire les pièces forgées en aciers fortement alliés et de grosses pièces forgées à destination très importante on utilise les lingots à conicité élevée, double et triple. Leur masselotte atteint 22 à 27 %, la conicité, 10 à 12 %, et le rapport de la longueur à la dimension transversale, 1,5 à 1,6. Le rendement métallurgique est de 60 à 62 %.

Quant aux pièces forgées obtenues uniquement par étirage, pour leur fabrication on utilise de plus en plus largement les lingots allongés dont le rapport de la longueur à la dimension transversale est de 3,7 à 4,3, la conicité du corps, 5 à 6 %, la masselotte, 12 à 14 %, le rendement, jusqu'à 75 %. La masse des lingots allongés ne dépasse pas 13 t.

Un groupe particulier est formé par les lingots dont le rapport de la longueur à la dimension transversale est proche de l'unité et la conicité du corps atteint 13 à 16 %. Ils sont utilisés pour fabriquer les pièces forgées des rotors et arbres, mais le faible rendement métallurgique (55 à 58 %) restreint leur emploi dans les constructions mécaniques.

La plupart des lingots sont caractérisés par la présence des défauts superficiels, l'hétérogénéité de macrostructure et la ségrégation des éléments chimiques. Les fissures longitudinales et transversales se forment lors du retrait du métal, les pincements de la peau, les plaques se forment sur la surface des lingots à cause de la pulvérisation du métal au cours de la coulée. Dans les zones adjacentes aux arêtes des lingots peuvent se produire des fissures longitudinales et les couches intermédiaires du métal enrichies en impuretés en solution. La plupart des défauts internes des lingots se trouvent dans deux zones de leur macrostructure: zone axiale et zone extra-axiale.

La zone axiale, qui se caractérise par une fine porosité de retrait et un amas d'impuretés de S, P et C, a reçu le nom de la zone de ségrégation V, car les cavités et l'amas d'impuretés donnent un dessin caractéristique qui ressemble à V.

La zone extra-axiale, qui a reçu le nom de la zone de ségrégation A, est située entre la zone des cristaux basaltiques et la zone axiale dans la région formée par des dendrites n'ayant pas d'orientation nettement prononcée. Dans la partie supérieure du lingot cette zone est plus éloignée de la surface que dans sa partie inférieure formant une région conique.

La teneur en C, S et P augmente brusquement dans la zone axiale de la partie se trouvant sous la masselotte et les zones ségrégées. La composition du métal en différentes zones d'un lingot peut tellement différer qu'elle correspond à différentes nuances de l'acier.

La ségrégation des éléments chimiques influence d'une façon négative la plasticité du métal des lingots. C'est à ces défauts des lingots que sont liés (directement ou indirectement) certains cas de mauvais fonctionnement des produits au cours d'exploitation. Par exemple, la zone des défauts dans les pièces forgées détectée par le contrôle à ultra-son, correspond à la zone d'amas de défauts dus au retrait du métal dans le lingot et à la zone de ségrégation maximale des corps simples.

Le procédé d'élaboration et de coulée de l'acier exerce une influence importante sur sa teneur en impuretés non métalliques, sa saturation en gaz et, donc, sur la qualité du lingot, qui dépend en même temps de la configuration et du rapport des dimensions de ce dernier. Ainsi, une zone développée de ségrégation extra-axiale (A) et une zone relativement moins développée de ségrégation axiale (V), tout comme une haute densité du métal en zone axiale sont caractéristiques d'un lingot raccourci. Les lingots dont le rapport de la

hauteur à la dimension transversale est proche de l'unité, ont une zone axiale dense et une ségrégation extra-axiale développée. Les lingots allongés se caractérisent par la ségrégation extra-axiale faiblement prononcée, par la ségrégation V nettement prononcée et par une zone axiale de basse densité qui occupe 75 % de la hauteur du corps d'un lingot. L'augmentation de la conicité d'un lingot est favorable pour l'accroissement de la densité de la zone axiale, car l'alimentation du volume en voie de solidification par le métal liquide se fait dans de bonnes conditions.

Ainsi, en modifiant la construction de la lingotière, on peut influencer la formation des défauts au sein du lingot et commander par là même sa qualité en conformité avec les conditions concrètes de l'utilisation des produits fabriqués par sa déformation.

La redistribution des impuretés due à la diffusion (moléculaire et convective) du domaine de l'état diphasé de l'acier à l'état liquide, se produit au cours de la solidification du lingot. Donc, la qualité du lingot est fonction de la vitesse de solidification puisque les processus de diffusion se passent dans le temps.

La formation de la zone de l'hétérogénéité axiale dans un lingot est conditionnée par le mouvement du flux du liquide au cours de la solidification. La cristallisation lente de l'acier dans une lingotière contribue au développement de la zone en question. Il est possible de réduire l'hétérogénéité axiale du lingot en créant les conditions qui assurent la solidification consécutive dirigée vers la source d'alimentation du lingot en acier liquide, autrement dit, vers la masselotte. De la même façon la vitesse de solidification influence la ségrégation extra-axiale. Plus la vitesse de cristallisation est grande, plus la ségrégation extra-axiale est profonde et moins prononcée. L'augmentation de la masse des lingots provoque l'accroissement des défauts de ségrégation dû à la diminution de la vitesse de solidification et à l'ampleur des processus de diffusion. La vitesse de cristallisation est surtout fonction de l'intensité de l'évacuation de la chaleur de la surface de la lingotière lors de la cristallisation. Grâce à ceci, différents moyens de l'intensification de l'évacuation de la chaleur permettent de réduire l'hétérogénéité de la macrostructure du métal du lingot. Une des possibilités consiste à augmenter la surface du lingot sans changer sa masse.

Ainsi, les lingots en qualité d'objets de déformation sont intéressants par la présence des particularités sous forme de zones de ségrégation des éléments chimiques et des défauts dus au retrait, qui occupent différentes parties du volume. La connaissance de la structure initiale de l'objet de déformation est nécessaire afin de bien élaborer le procédé de forgeage qui permettra d'éliminer les défauts dus au retrait dans une zone donnée d'un lingot initial. Si l'on connaît la nature de la formation des défauts dans un lingot, on pourra les redistribuer dans le volume du lingot conformément aux particu-

larités du flux plastique au cours du traitement des métaux par déformation et aux exigences portées sur les produits finis au cours de leur emploi. Ce problème est partiellement résolu par la modification de la configuration des lingots (rapport des dimensions, conicité, forme de la section transversale et longitudinale).

Notion d'un lingot géant. L'étude de la macrostructure du métal des lingots de différentes masse et composition chimique, ainsi que

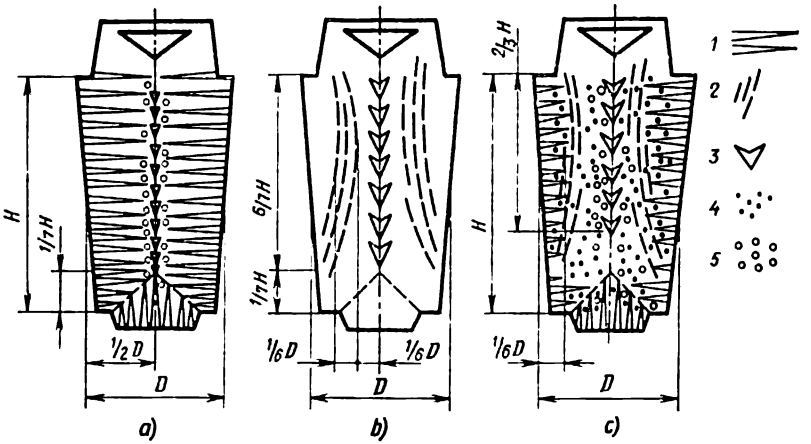


Fig. 2.1. Modèles géométriques d'un lingot en tant qu'objet de déformation: *a*, lingot en acier à fort alliage; *b*, lingot en acier à carbone (de masse moyenne); *c*, lingot géant; *1*, transcristallites bacillaires; *2*, inclusions le long de l'axe dans la zone de ségrégation extra-axiale; *3*, friabilité axiale et ségrégation axiale; *4*, inclusions non métalliques déformées; *5*, porosité due au retrait

du métal des ébauches coulées par des machines de coulée continue, a permis de formuler les indices de la macrostructure qui sont très importants du point de vue de l'influence physique et mécanique exercée par la déformation plastique sur le métal (figure 2.1):

1) structure de coulée dendritique sous forme de cristaux bacillaires formant des zones de transcristallisation;

2) zones de ségrégation (axiale et extra-axiale) de forme grossière et d'importantes dimensions, qui sont enrichies par des inclusions non métalliques;

3) macroporosité du métal qui forme une zone de la friabilité axiale;

4) inclusions non métalliques réparties différemment dans les lingots.

Pour fractionner les cristaux bacillaires, il est nécessaire de développer des déformations de cisaillement orientées perpendiculairement aux axes principaux des dendrites. La présence des zones de ségrégation nécessite une organisation assignée des macroflux du

métal dans le volume du lingot forgé, et la macroporosité du métal implique la concentration de considérables déformations locales dans la zone axiale du lingot pour fermer ces défauts et d'importantes contraintes de compression pour les bien souder. Les conditions supplémentaires sont liées à l'orientation des déformations et des contraintes principales par rapport aux défauts de discontinuité. Les inclusions non métalliques présentes (et déformées) dans le lingot conditionnent la nécessité de leur fractionnement (et donc affinement) et l'orientation déterminée dans un produit.

En élaborant le procédé de traitement des métaux par déformation, il faut tenir compte de la concentration par zones des déformations locales, des contraintes, du cisaillement principal et choisir un schéma de macroflux du métal. Certaines particularités des lingots réels non mentionnées (fissures, par exemple) sont prises en considération d'une manière détaillée au cours de l'élaboration de la technologie du traitement par déformation.

Du point de vue de la déformation, le problème du travail du métal dans la zone axiale est particulièrement complexe pour un lingot géant.

Une définition quantitative de la masse d'un lingot est importante pour la construction d'un modèle géométrique de l'objet de déformation. La grosseur d'un lingot est définie non seulement d'après sa masse (dépassant, par exemple, 50 t), mais aussi en fonction de sa composition chimique et structure zonale (par exemple, lorsqu'on dégage plus de 3 zones dans sa macrostructure).

Lors de la déformation des lingots de grande masse l'action sur la distribution des déformations locales, unitaires et sommaires par la modification des conditions aux limites (forme de l'outil, forces de frottement aux surfaces de contact) n'influence pas d'une façon appréciable le caractère de l'écoulement du métal. Par exemple, les faces bombées des ébauches conventionnelles, dues à l'effet des forces de frottement aux surfaces de contact, ne s'observent pratiquement pas. Donc, en déformant des lingots géants il faut élaborer des méthodes spéciales de travail de la zone axiale. De ce point de vue on estime comme gros (géant) un lingot pour lequel les conditions aux limites n'exercent pas d'influence importante sur le caractère de l'écoulement du métal au cours du corroyage, du fait que la surface de contact n'est pas grande par rapport au volume du lingot et les conditions aux limites aux surfaces de contact influent peu sur le caractère du flux du métal dans le volume tout entier.

Présentons les surfaces spécifiques de contact comme fonction non seulement des dimensions linéaires des lingots, mais aussi de leurs volumes $F_c/F_\Sigma = \Phi_c\ (V, D)$, où V et D sont respectivement le volume et le diamètre du lingot.

L'analyse des fonctions $F_c/F_\Sigma = \Phi_c\ (V, D)$ et $F_c/V = 2/H$ est surtout intéressant pour établir les paramètres d'un lingot géant.

La vitesse de décroissance de ces fonctions varie avec l'augmentation du volume d'un lingot. Quant aux lingots conventionnels, l'augmentation de leur volume est suivie de la réduction des surfaces spécifiques de contact. Si cette diminution devient plus lente, on considère ce moment comme le passage aux gros lingots. Ce moment est défini quantitativement par une petite variation de la fonction par rapport au changement de l'argument de 10 fois (d'un ordre de grandeur) (figure 2.2).

Pour des lingots réels les unités des grandeurs portées sur les axes de coordonnées sont concrétisées (m^{-1}, m^3). Donc, on peut entendre

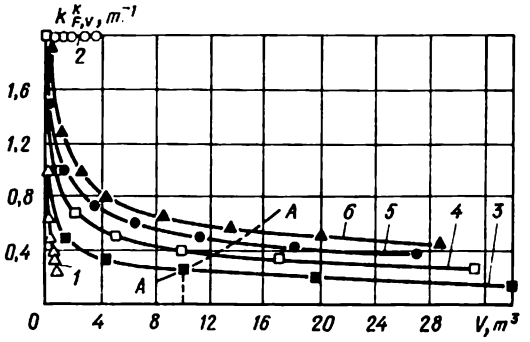


Fig. 2.2. Notion d'un lingot géant : dépendance de la surface spécifique de contact des ébauches cylindriques $K^{c}_{F,V}$ de leur volume :

A – A, limite entre les ébauches grandes (à droite de la ligne *A – A*) et petites : *1*, $D =$ const ; *2*, $H =$ const ; *3*, $D/H = 0,5$; *4*, $D/H = 1$; *5*, $D/H = 1,5$; *6*, $D/H = 2,0$

par lingots géants ceux de 78 à 126 t (en acier à carbone), et par petits, ceux de 3 à 4 t.

Si l'on présente la fonction de la surface spécifique de contact comme suit : $\Phi_c\ (V,\ D) = F_c/V = \pi D^2/2V = 2/H = K^{c}_{F,V}$, on peut voir directement comment elle dépend des dimensions géométriques des ébauches, par exemple, du diamètre D ou de la hauteur H.

L'expérience qui a consisté à mesurer le degré de « formation d'un tonneau » des lingots de 8,5 à 145 t au cours de leur aplatissement, a permis de vérifier à quel point est adéquate la définition quantitative d'une ébauche géante. Pour la masse qui varie de 75 à 145 tonnes on n'a pas observé « la formation d'un tonneau » pour des lingots ayant le rapport $D/H = 0,5$ à 2,0 qui étaient réduits de 25 à 40 %.

2.2. Facteurs du régime de déformation

La plus grande partie du métal destiné aux constructions mécaniques est déformée en état réchauffé. Les lingots amenés des aciéries dans les ateliers de forgeage et de pressage ont la température de la

surface de 650 °C, pas moins. La plupart des procédés de traitement par déformation à chaud supposent le réchauffage homogène des lingots et des ébauches, qu'on atteint grâce au maintien à la température de chauffage. La différence de températures suivant la section d'un lingot, admissible du point de vue technologique, est de 50 à 100 °C pour les aciers de construction à carbone et alliés, de 30 à 40 °C pour les aciers à carbone élevé et hautement alliés. La modification des propriétés plastiques dans l'intervalle de températures allant de 1100 à 1200 °C pour l'acier de nuances énumérées est pratiquement négligeable, c'est-à-dire que la différence de températures admissible technologiquement assure la résistance homogène du métal à la déformation suivant la section d'une ébauche.

Au cours du premier réchauffage du métal la température est limitée afin de prévenir une brûlure, elle est de 150 à 200 °C au-dessous du solidus du diagramme fer-carbone. La déformation est achevée à la température ne dépassant pas Ac_3 + (20 à 80 °C). La température de réchauffage du métal est choisie conformément à la déformation accumulée, tandis que la déformation minimale est établie en fonction de la température de recristallisation. Les conditions thermomécaniques de déformation déterminent la grosseur des grains de l'acier, qui est une des caractéristiques les plus importantes de la qualité des produits déformés. Pour une faible déformation on réchauffe le métal à l'étape de finition jusqu'à la température de 900 à 1050 °C, en assurant ainsi une faible croissance des grains. Mais si à l'étape finale de la déformation il est prévu d'obtenir le coefficient de réduction du métal de 1,5 au moins, la température de réchauffage peut être choisie égale à 1200 °C. Les études ont démontré que le réchauffage de la plupart des aciers à carbone et de construction est admissible jusqu'à 1200-1250 °C même sans déformation ultérieure, si ensuite les ébauches sont soumises au traitement thermique avec une cristallisation.

La déformation des ébauches réchauffées est l'étape suivante du procédé technologique. Pour les constructions mécaniques, la plupart des lingots sont traités par forgeage. Celui-ci comprend trois opérations principales: l'ébauchage d'un lingot, l'aplatissement de l'ébauche et son étirage jusqu'aux dimensions des pièces forgées.

Du point de vue de forgeage du métal dans toute la section le rendement de l'ébauchage est minimal, pour l'effectuer il faut d'habitude réchauffer le métal. On croit que l'ébauchage des lingots contribue à l'élimination des bulles de gaz et d'autres défauts se trouvant sous la croûte, à la création d'une couche superficielle plastique qui favorise la marche ultérieure du forgeage, surtout, l'opération de l'aplatissement. Si la qualité de surface des lingots d'acier n'est pas satisfaisante, l'ébauchage est obligatoire, quelle que soit la nuance de l'acier, étant un facteur important qui empêche le développement de petits défauts en gros défauts superficiels. On peut

voir à certaines usines l'aplatissement des lingots qui n'ont pas subi l'ébauchage, ceci concerne surtout l'acier à carbone. Si l'opération de l'ébauchage est omise, le rendement du forgeage augmente de 10 %. L'étude et l'expérience acquise par les usines témoignent que l'ébauchage n'est pas une opération nécessaire.

L'ébauchage précède l'opération de l'aplatissement. L'emploi de cette opération comme intermédiaire dans la fabrication des pièces forgées est dû à ce que l'étirage seul d'un lingot avec un faible coefficient de réduction n'assure pas l'obtention de hautes propriétés mécaniques du métal, de même qu'on ne peut pas obtenir des pièces forgées dont la section sera plus grande que celle du lingot. Il y a une opinion d'après laquelle l'aplatissement améliore la qualité des pièces forgées, accroît la plasticité et la ductilité du métal grâce au fractionnement de la structure de coulée et à l'affinement des dendrites. A cause de ce qui vient d'être dit, lorsqu'on fabrique des pièces forgées aux propriétés mécaniques desquelles sont portées les exigences très strictes, on procède à deux ou même à trois aplatissements intermédiaires.

On considère l'aplatissement comme une principale opération au cours de laquelle on élimine des discontinuités internes qui se ferment si l'aplatissement est de 50 % et plus. Pourtant, le rapport des dimensions d'une ébauche joue ici un rôle important. Si l'aplatissement est achevé pour le rapport $H/D \geqslant 1$, l'augmentation de la densité du métal et l'élimination des défauts internes se font d'une façon incomplète.

L'aplatissement est indispensable lorsqu'on a besoin des propriétés élevées du métal des pièces forgées à orientation transversale. Il est à signaler que l'aplatissement peut devenir une opération superflue et parfois nuisible. L'emploi de cette opération augmente d'une manière tangible la quantité de travail exigé, diminue le rendement et accroît la puissance de l'équipement. Pour les raisons susmentionnées il est rationnel d'utiliser l'aplatissement en qualité d'une opération intermédiaire (destinée à accroître la plasticité et la ductilité du métal) lorsque le coefficient de réduction d'une pièce forgée n'atteint pas une valeur égale à 2.

La fermeture des défauts internes d'un lingot au cours de son aplatissement dépend en grande partie du schéma de l'état de contrainte et de déformation, ainsi que de la distribution des flux du métal, surtout à l'endroit où est situé un défaut. Pour le forgeage libre l'aplatissement des lingots à $H/D = 1{,}5$ à $2{,}6$ est bien caractéristique. Dans cet intervalle du rapport des dimensions H/D l'hétérogénéité de la déformation, déterminée également par le frottement aux surfaces de contact et par la forme des plaques de compression, s'accroît à mesure que le rapport H/D diminue. Aussi, l'influence du taux d'aplatissement sur la distribution de la déformation est-elle liée également à la modification du rapport H/D qui s'ensuit.

Lors de l'aplatissement le métal est déformé de la manière la plus intense uniquement dans la zone moyenne qui ne dépasse pas 30 % de la hauteur d'une ébauche. En même temps, dans les zones adjacentes aux surfaces de contact la déformation du métal est moins importante. Conformément à la distribution de la déformation se produit la fermeture des défauts. Le coefficient de réduction égal à 3 suffit pour éliminer de gros défauts au cours de l'aplatissement, mais le rapport des dimensions d'une ébauche doit être supérieur à 4, car les discontinuités dans les zones adjacentes aux surfaces de contact ne sont pas éliminées même avec un coefficient de réduction égal à 3. L'aplatissement à taux plus important en tant qu'opération intermédiaire peut influencer d'une façon défavorable la qualité des pièces forgées, puisque avec l'augmentation du diamètre d'un bloc aplati la valeur de l'avance relative lors de l'étirage qui suit diminue, et des contraintes de traction peuvent apparaître dans la zone axiale de l'ébauche. Les couches intérieures du métal subissent au cours de l'aplatissement la compression tridimensionnelle hétérogène, alors que près de la surface latérale apparaissent les contraintes de traction; de plus à côté des contraintes de traction tangentielles agissent les contraintes radiales du même signe.

La compression hétérogène tridimensionnelle joue un rôle important pour la fermeture complète des défauts dus au retrait. Lorsqu'on fabrique les pièces forgées du type arbres, l'aplatissement intermédiaire accroît net l'hétérogénéité de la déformation et celle de la distribution des propriétés mécaniques du métal.

Le problème de l'élimination des porosités dues au retrait doit être résolu compte tenu de l'influence des inclusions non métalliques sur la qualité du métal de la pièce forgée. Par exemple, s'il est prévu de percer un détail forgé, la sortie des inclusions non métalliques sur la surface d'un canal percé n'est pas admissible. Le forgeage avec l'aplatissement peut ne pas donner des résultats souhaités, car au cours de l'aplatissement et de deux aplatissements surtout la section transversale de la zone axiale avec les inclusions non métalliques augmente en comparaison de la zone de la pièce forgée obtenue sans aplatissement. Dans ce cas l'aplatissement intermédiaire est indésirable et même nuisible.

De nombreuses expériences à l'échelle industrielle montrent que l'aplatissement intermédiaire employé afin d'améliorer les propriétés mécaniques des pièces forgées du type arbres n'est pas rationnel, si lors de l'étirage qui suit on peut obtenir le coefficient de réduction d'au moins 2,5 puisqu'il assure presque les mêmes propriétés des éprouvettes orientées en directions longitudinale et transversale que le coefficient de réduction de 4 à 5 au cours de l'étirage d'un bloc aplati. En outre, l'accroissement du coefficient de réduction après l'aplatissement augmente l'aptitude de l'acier à la rupture même.

L'ébauchage et l'aplatissement étant les opérations auxiliaires et intermédiaires dans la fabrication des pièces forgées du type arbres, l'étirage en est l'opération principale. A la différence de l'aplatissement qui se fait avec la couverture complète de l'ébauche par l'outil, l'étirage comprend un certain nombre de corroyages unitaires et de retournements alternés en présence d'une ou de deux zones extérieures non soumises au corroyage.

La distribution des contraintes et des déformations en pièce forgée au cours de l'étirage dépend considérablement de la forme de l'outil déformant et du régime technologique de forgeage. On rapporte aux paramètres technologiques de forgeage la réduction unitaire et l'avance relative. Le schéma de forgeage inclut la séquence et l'alternance des corroyages et des retournements.

L'avance relative détermine en grande partie l'état de contrainte et de déformation du métal au cours de l'étirage. Par exemple, si l'avance n'est pas grande (0,2 à 0,4), la zone axiale d'une ébauche est le siège des contraintes de traction longitudinales. L'éventualité de formation des fissures transversales n'est pas exclue dans ces conditions. Les études du processus de forgeage des lingots de 75 à 100 t ont démontré qu'après le forgeage par étirage à avance de 0,30 à 0,45 le contrôle par ultra-sons a toujours révélé des fissures dans la zone axiale d'une pièce forgée.

Le problème d'avance optimale ne peut pas être résolu d'une façon univoque. On a établi que l'étirage avec l'avance de 0,5 donne les ébauches exemptes des contraintes de traction dans la zone centrale de la section transversale. Cette valeur peut être adoptée comme limite inférieure de l'avance optimale. L'expérience a permis de révéler qu'il n'est pas rationnel d'augmenter l'avance au-delà de 1,2 à 1,35, car le rendement de l'étirage diminue à cause de l'augmentation tangible de l'élargissement. A cette occasion, pour la combinaison du schéma favorable de l'état de contrainte et de déformation et de la productivité du travail admissible on recommande l'intervalle d'avance de 0,4 à 0,8.

A certaines étapes de l'étirage l'avance relative dans l'intervalle indiqué ci-dessus n'est pas toujours réalisable. Ceci s'explique par le fait qu'au cours de l'aplatissement de gros lingots le diamètre du tonneau dépasse parfois de 3 à 4 fois la largeur des outils de forgeage de la presse. Aux premières passes d'un tel lingot aplati l'avance relative est de 0,2 à 0,3. Pour cette raison on doit augmenter la largeur des outils de forgeage en vue de mieux fermer les discontinuités et travailler le métal de la zone axiale d'un lingot.

Si l'on procède au forgeage d'une ébauche de section carrée par les outils de forgeage plats, la valeur de réduction n'influence pas beaucoup l'état de contrainte et de déformation à cause d'une modification insignifiante de la surface de contact au cours du forgeage. En cas où une ébauche de section ronde est forgée par des outils de

forgeage plats, la largeur du contact des outils avec l'ébauche change d'une façon importante, ce qui influe sur la répartition des déformations et contraintes. La valeur de réduction au cours du forgeage d'une ébauche de section ronde par les outils de forgeage combinés et découpés a également une grande importance.

Une distribution assignée des déformations et les conditions favorables pour le travail intense du métal de la zone axiale de l'ébauche dépendent du régime de forgeage. Suivant l'axe de la pièce forgée la déformation atteint la valeur maximale au centre de l'avance, et minimale, aux joints des avances. Le nombre de passes augmenté et les limites des avances aux passes consécutives déplacées contribuent à l'égalisation des déformations le long d'une pièce forgée, car les zones de déformations intense et difficile changent de place lors de chaque passe suivante. Un bon travail de la zone axiale de la pièce forgée est assuré au cours de l'étirage selon les schémas rond-carré-carré-rond ou rond-plaque-plaque-rond.

L'angle de retournement entre les corroyages est un important paramètre technologique qui, lors du forgeage dans les outils combinés et découpés, est un des principaux paramètres influençant le rendement du procédé de l'étirage. L'angle de retournement de 90° pour les outils de forgeage à l'angle de découpure égale à 100° assure, parallèlement au rendement satisfaisant, un bon travail du métal dans la zone axiale.

Après le remplacement des presses hydrauliques par des ensembles automatiques de forgeage où il sera possible d'effectuer précisément l'angle de retournement recommandé, on verra s'accroître les possibilités d'influer par l'intermédiaire de ce paramètre sur l'état de contrainte et de déformation.

Un rôle particulier dans la pratique de forgeage revient aux paramètres des outils. Lorsqu'on choisit le type et la forme des outils de forgeage nécessaires, on tient compte de l'intensité de l'étirage, de la possibilité d'assurer la déformation assignée et les schémas de l'état de contrainte de compression tridimensionnelle.

Plus précisément, l'état de contrainte et de déformation du métal d'une ébauche dépend de la combinaison des paramètres des outils de forgeage et de la configuration d'une ébauche. Lors du forgeage par des outils qui, dès le moment initial de la déformation, créent le contact suivant la plus grande partie du périmètre de la section transversale de l'ébauche, agissent les contraintes de compression omnilatérale.

La surface de contact est minimale lors du forgeage des ébauches de section ronde par des outils de forgeage plats. Au cours du forgeage d'une ébauche de section ronde par les outils plats selon le schéma rond-rond les contraintes de traction apparaissent dans la zone axiale, étant une des causes de formation des fissures.

Si une grosse ébauche est étirée par des outils découpés, les élé-

ments de la configuration de ceux-ci, à savoir: la profondeur, le rayon et l'angle de découpure et le rapport entre les rayons de l'ébauche et de découpure, ont de l'importance.

L'industrie utilise largement des outils de forgeage à angle de découpure de 105 à 120°. La relation entre le rayon de la section de l'ébauche et le rayon de découpure de l'outil influe en plus grande mesure sur la répartition des déformations dans le volume de la pièce forgée et en mesure moins grande, sur l'état de contrainte. Lors du forgeage par les outils rhombiques les couches superficielles de la pièce forgée sont mieux travaillées; avec les outils ovales découpés, c'est le métal de la zone axiale qui est déformé d'une façon plus efficace.

Dans les conditions de la production de petite série et unitaire le domaine d'emploi des outils de forgeage rhombiques et, à plus forte raison, des outils ovales découpés est limité vu la nécessité de les remplacer souvent au cours du forgeage. C'est pourquoi de règle on effectue l'étirage des lingots par des outils combinés qui sont universels et commodes en exploitation. L'état de contrainte et de déformation et la probabilité de la destruction du métal lors du forgeage par ces outils sont définis par l'angle de découpure de l'outil inférieur, la valeur de l'avance relative, la réduction au cours du processus et l'angle de retournement.

Il est recommandé de choisir l'angle de découpure de l'outil inférieur dans l'intervalle de 100 à 135°. L'augmentation de l'angle de découpure de cet outil accroît la valeur accessible de la réduction par les outils donnés, par contre, la probabilité de l'apparition des contraintes de traction dans la zone axiale de l'ébauche augmente en même temps.

On peut considérer que les outils et les paramètres technologiques examinées ont une influence primordiale sur l'état de contrainte et de déformation lors du forgeage des lingots à section octogonale traditionnelle.

Moyens d'accroissement de l'efficacité de déformation de l'acier. L'emploi judicieux du facteur de température permet d'intensifier considérablement le procédé de forgeage. L'augmentation de la surface d'un lingot par rapport à son volume, due à la modification de sa configuration par exemple, permet de réduire le temps de réchauffage. La plasticité des aciers à haut carbone est augmentée grâce à leur réchauffage préliminaire jusqu'à une température élevée et le refroidissement ultérieur jusqu'à des températures usuelles du début de déformation.

La combinaison du réchauffage et du refroidissement des lingots qui assure un caractère différent des champs thermiques avant le forgeage, représente un moyen efficace pour obtenir la répartition assignée des déformations au cours du forgeage des pièces forgées à partir des lingots.

Pour un lingot dont la structure comprend trois zones, les champs thermiques sont classés en quatre types. Le réchauffage homogène suivant la section est surtout répandu dans la pratique de forgeage. L'emploi du réchauffage forcé avant l'ébauchage qui précède l'aplatissement détermine la diminution du temps de réchauffage et la possibilité de la rupture du métal dans la zone axiale d'un lingot lors de faibles réductions au cours de l'ébauchage. Le refroidissement de la zone axiale d'un lingot avant le forgeage permet d'améliorer le travail de la zone axiale du lingot. Au cours du forgeage, le réchauffage combiné au refroidissement rend possible la concentration des déformations dans la zone de ségrégation extra-axiale.

L'opération d'aplatissement n'ayant pas de valeur indépendante de mise en forme dans la fabrication des pièces forgées du type arbres, sa nécessité est considérée en rapport avec les schémas d'écoulement du métal lors de l'étirage et de l'aplatissement et avec les modifications des éléments de la macrostructure d'un lingot. Dans les forges on utilise d'habitude pour l'aplatissement les plaques sphériques concaves. Dans ces conditions, la partie centrale, suivant l'axe, d'un bloc aplati est déformée plus que les zones adjacentes aux plaques de compression. L'emploi des outils de différents types pour l'aplatissement permet de répartir les déformations suivant la hauteur des blocs affaissés. Au cours de l'aplatissement par un outil de forgeage conique on obtient le meilleur résultat lors de l'élimination des défauts dus au retrait, tandis que les outils de relief assurent le travail homogène du métal dans le volume entier de la pièce forgée avec le fractionnement de la structure de coulée dans les zones adjacentes à celles de contact. La configuration d'une ébauche influe sensiblement sur la répartition des déformations et des contraintes au cours de l'aplatissement. Ainsi, afin de rendre le métal plus dense dans la zone axiale, on utilise l'effet de la pression des surfaces latérales concaves. Lors de l'aplatissement du lingot qui a reçu au cours de l'ébauchage préalable la surface latérale concave, la zone centrale suivant la hauteur se trouve dans l'état de contrainte de compression tridimensionnelle nettement prononcé. A la fin de l'aplatissement la surface latérale du bloc est proche de la surface cylindrique, ceci diminue la probabilité des contraintes de traction dans les couches extérieures du métal. A cause des sections différentes suivant la hauteur du lingot on observe dans la zone centrale non seulement l'augmentation de la contrainte de compression, mais aussi la concentration des déformations, ce qui crée les conditions favorables pour fermer des défauts internes.

Actuellement, on prend pour un indice technologique moyen de déformation le coefficient de réduction défini comme le rapport de la surface plus grande à la surface moins grande de la section transversale d'une ébauche avant et après la déformation. Pourtant, il ne suffit pas de connaître les valeurs des coefficients de réduction

pour caractériser la macrostructure et les propriétés mécaniques du métal des pièces forgées. Ces dernières années se développent les travaux consacrés à la recherche de nouveaux procédés technologiques qui permettent d'organiser l'écoulement du métal au cours du forgeage, de créer un schéma requis de l'état de contrainte et de déformation et d'assurer les propriétés mécaniques assignées dans une orientation définie. La connaissance de l'influence exercée par les paramètres technologiques décrits ci-dessus sur le caractère de la répartition des déformations et des contraintes donne la possibilité de commander le processus de forgeage.

L'utilisation des outils de forgeage rectilignes biseautés ou à profil sphérique des bords réduit les contraintes de traction sur la surface des ébauches et contribue à la diminution du développement des fissures de surface. Le régime de retournements 3 × 90° assure les conditions avantageuses du travail par les outils combinés de la zone de ségrégation extra-axiale et de son déplacement vers la zone axiale de l'ébauche. L'utilisation des outils, qui permettent de modifier au cours de l'étirage l'angle de découpure, ainsi que l'avance relative et la réduction unitaire, présente la possibilité de commander le foyer de déformation et d'obtenir dans une zone définie de la section d'une pièce forgée le meilleur travail du métal ou d'assurer le travail homogène du métal suivant la section.

Afin de diminuer la formation des fissures sur la surface des ébauches on procède à l'ébauchage par l'outil de relief dont les lignes sur les surfaces de travail ont les directions différentes. Un rôle important dans le fractionnement de la structure de coulée d'un lingot initial revient, à côté de déformations normales, aux déformations de cisaillement. L'emploi des outils spéciaux qui créent dans le métal des déformations de macrocisaillement complémentaires permet d'obtenir pour les valeurs peu importantes du coefficient de réduction moyen une structure de métal bien déformée.

Outre l'augmentation de l'efficacité des régimes de déformation on porte une grande attention à l'amélioration de la structure cristalline des lingots de forge, la réduction des défauts métallurgiques. L'amélioration de la qualité de l'acier liquide grâce au traitement par le vide, au traitement dans une poche de coulée par les scories synthétiques, à la coulée en atmosphère neutre est combinée de plus en plus souvent à l'amélioration des conditions de la solidification du métal. A cette fin on utilise les lingotières de conicité élevée (jusqu'à 16 %) et de rapport longueur/largeur de 1,4 à 1,6.

La forme de tels lingots satisfait les métallurgistes du point de vue de cristallisation et d'autres exigences. En se basant sur ces exigences et compte tenu des schémas rationnels d'écoulement du métal de nouvelles formes de lingots de forge apparaissent au cours du forgeage. Ainsi, l'utilisation des lingots à rapport longueur/lar-

geur proche de l'unité, permet d'exclure l'opération d'aplatissement et grâce à ceci d'augmenter la productivité, de réduire l'hétérogénéité des déformations et, par conséquent, des propriétés lors de l'étirage.

L'utilisation des lingots rectangulaires pour le forgeage de rondes pièces de forge (des lingots pour le laminage des ébauches dont on produira des tôles) est bien prometteuse. L'étirage suivant la plus grande face d'un tel lingot crée les macrodéplacements importants du métal, ce qui est caractéristique de l'aplatissement, mais les faces concaves du lingot brame forment alors un schéma favorable de l'état de contrainte de compression.

Quant à la dispersion du métal selon la section d'un lingot, on peut non seulement augmenter le paramètre de sa section, ce qui sera favorable pour sa macrostructure cristalline, mais aussi obtenir une forme d'ébauche qui assure l'influence efficace sur la répartition des déformations dans son volume. Comme la porosité axiale due au retrait est caractéristique des lingots de forge de grande masse, les efforts des chercheurs travaillant dans le domaine de traitement par déformation visent à éliminer ce défaut du lingot d'origine coulée. Notamment, la forme « à trois lobes » de la section transversale d'un lingot de base permet au cours du forgeage de concentrer les déformations dans la zone axiale et d'assurer les contraintes de compression favorables.

2.3. Rationalisation des lingots de forge

Dans la pratique des forgeries des usines de constructions mécaniques la configuration des lingots est caractérisée essentiellement par quatre paramètres suivants:

1) rapport de la dimension transversale à la longueur du corps (lingots normaux, allongés, raccourcis et « larges »);

2) conicité (y compris double, triple);

3) forme de la section transversale (lingots ronds, à 24, 12, 8, 6 et 4 faces);

4) présence d'une cavité axiale (lingots vides).

Les paramètres tels que la masse de la masselotte rapportée à celle du lingot, la nature du châssis masselotte (stable, flottante ou interne), la forme du fond, sont considérés d'habitude en tant que caractéristiques des conditions métallurgiques de solidification de l'acier.

De manière ou d'autre, tous les paramètres mentionnés exercent une plus grande influence sur la formation de la structure d'un lingot et une influence moins importante sur l'écoulement du métal au cours du forgeage. Les lingots vides et ceux à section tétragonale en font exception lors du forgeage d'après le schéma rond-rond.

D'après les conditions de coulée, la meilleure forme de la section transversale d'une lingotière qui permet de prévenir la formation des

fissures de surface des lingots est un carré avec des faces ondulées. Pour réduire le cycle de traitement par déformation il est rationnel de rapprocher la forme de la section transversale du lingot de celle du produit fini. Pour les pièces de forge dont la section est proche du rond, des lingots sont coulés dans des lingotières à 6, 8 et 12 faces. Les pièces du type plaques et plaquettes peuvent être forgées avec les dépenses minimales de travail à partir des lingots de section rectangulaire coulés en lingotières « pour tôles ».

Si le procédé technologique comprend les opérations spécifiques de forgeage introduites afin d'améliorer sensiblement la qualité du métal (aplatissement, étirage suivi de coupe en ébauches de longueur prédéterminée pour l'aplatissement, forgeage d'après le schéma rond-rond à travers une plaque), la forme des lingots doit être considérée comme un facteur influençant la qualité du métal.

Puisque tout fer de forge possède en telle ou telle mesure des défauts d'un lingot en acier, qui sont réduits ou éliminés lors du forgeage, il serait rationnel de construire la configuration des lingots en tenant compte du schéma d'écoulement du métal aux étapes initiales du forgeage. L'élimination des défauts du métal coulé au début du forgeage justifie l'augmentation possible du coût des lingotières. La configuration des lingots de forge est dans ce cas un paramètre géométrique destiné à assurer l'hétérogénéité assignée de la déformation en pièce forgée.

Le défaut des lingots de forge utilisés actuellement réside dans la nécessité d'obtenir un coefficient de réduction élevé afin de travailler à fond la zone axiale. En vue de rendre les déformations du métal plus importantes dans la zone axiale, on utilise les outils de forge spéciaux (par exemple, les outils découpés), on complique le procédé technologique de forgeage (on rajoute l'opération d'aplatissement) ou bien on emploie des lingots de plus grande masse (pour obtenir une section requise avec le coefficient de réduction plus important). Au cours des premières opérations de forgeage la friabilité de la zone axiale de l'ébauche est possible.

Une version de perfectionnement de la forme des lingots conformément aux particularités de l'écoulement hétérogène du métal au cours du forgeage est présentée à la figure 2.3. Au début du corroyage les éléments qui forment les lobes d'un lingot, sont déplacés forcément vers le centre de la section (axe) du lingot. La déformation la plus importante est concentrée dans la zone axiale.

La section transversale de l'ébauche conserve après le corroyage initial sa structure de principe : éléments alternés de la concentration massive du métal et zones de résistance réduite à la déformation. Les corroyages sont répétés après le retournement à l'angle égal à celui que font les axes de symétrie en section transversale de l'ébauche. La réduction totale à la suite de ces opérations de forgeage n'est pas grande. Les opérations de forgeage visant à obtenir la forme défi-

nitive d'une pièce forgée qui suivent se produisent lorsque la zone axiale du lingot est déjà forgée.

En fonction des besoins de la production (nuance de l'acier, forme des pièces forgées, opération de coupe), un tel lingot peut être forgé par différents outils de forgeage.

Le contrôle des ébauches expérimentales munies de barres internes longitudinales destinées à définir les déformations a montré que si le coefficient de réduction moyen était de 1,3, la déformation dans la zone axiale a fait 71 %. Or, le forgeage d'un modèle du lingot

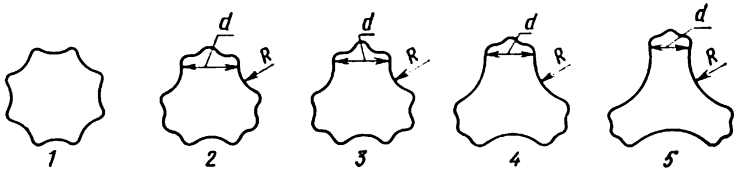


Fig. 2.3. Perfectionnement de la forme de la section transversale des lingots: *1* – ébauche octogonale ; *2* à *5*, ébauche « à trois lobes », dont le rapport d/R est égal à 1 ; 0,75 ; 0,5 ; 0,37 respectivement (d est l'épaisseur de la saillie, R, le rayon de courbure d'une face concave)

octogonal conventionnel équipé des mêmes barres a entraîné une déformation moins grande de la zone axiale (56 %) même avec le coefficient de réduction plus important (1,5).

L'amélioration du travail du métal de la zone axiale permet dans certains cas d'éliminer l'opération d'aplatissement, car la surface suffisante de la section transversale du lingot assure une section souhaitée de la pièce forgée.

Les lingots de configuration étudiée ont le rapport du périmètre à la surface de la section transversale plus important que les lingots de forge classiques. Ceci signifie que les conditions de cristallisation du métal dans la lingotière au cours de la coulée seront plus favorables tant pour prévenir la formation des fissures longitudinales aux limites des lingots que pour réduire la porosité axiale et les phénomènes de ségrégation.

Etude de la forme de la section transversale du lingot. L'effort extérieur au cours du forgeage dans les outils combinés est transmis à l'ébauche par trois plans dont les milieux sont les sommets d'un triangle inscrit. A cet effet on a conçu quelques formes de la section transversale avec le passage graduel de l'octogone conventionnel au triangle (figure 2.3). Lors du passage le rayon de trois faces concaves R a été augmenté, tandis que l'épaisseur des lobes qui se forment, diminuée. Le rapport de ces deux dimensions influence les conditions de la solidification, ainsi que celles de la déformation des lingots. Le rayon R augmenté et l'épaisseur de lobe d diminuée, le périmètre relatif de la section transversale du lingot augmente, et la vitesse

de solidification du métal dans la lingotière de cette forme augmente donc elle aussi.

On procède à la construction du contour à trois lobes par un cercle de diamètre D_0; on le divise en trois parties par les lignes axiales qui font entre elles un angle de 120°. A partir des points d'intersection des lignes axiales avec le cercle on trace les droites sous un angle de 135° l'une à l'autre (figure 2.4). Sur ces lignes on porte les segments C_2 et après avoir relié leurs extrémités on obtient le contour à 9 côtés, dont six (C_2) sont petits et trois (C_1) grands. En choisissant le rayon R_1 de grandes faces concaves, il faut tenir compte de la nécessité du retrait libre du métal au cours de sa cristallisation dans la

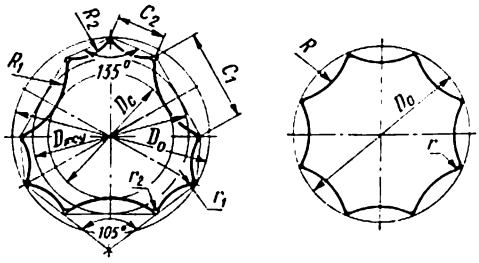


Fig. 2.4. Paramètres de construction du contour de la section transversale d'un lingot « à trois lobes » (à droite : un contour octogonal conventionnel) :
D_0, diamètre du cercle circonscrit ; D_{moy}, diamètre moyen d'un lingot ($D_{moy} = 0,8\ D_0$); D_c, diamètre de concavité d'un lingot ($D_c = 0,63\ D_0$) ; R, R_1, R_2, rayons de courbure des lingots ($R_1 = 0,35\ D_0$, $R_2 = 0,4\ D_0$) ; r_1, r_2, rayons des arrondis ($r_1 = 0,08\ D_0$, $r_2 = 0,04\ D_0$) ; C_1, C_2, largeur des lobes d'un lingot ($C_1 = 0,47\ D_0$, $C_2 = 0,25\ D_0$)

lingotière en direction de l'axe de symétrie. Ensuite l'on choisit le rayon R_2. On finit la construction par les rayons de congé r_1 et r_2.

Afin de construire les sections isométriques à section octogonale conventionnelle, il est recommandé d'élaborer le programme de calcul pour un ordinateur.

Ayant défini les diamètres circonscrits pour les surfaces de section égales on construit les contours des lingots (voir figure 2.3). La forme de la section ayant trois saillies s'appelle « à trois lobes ».

Pour savoir si les contours obtenus des lingots « à trois lobes » sont efficaces, on procède aux corroyages de contrôle dans les outils de forgeage combinés (dont le supérieur est plat, et l'inférieur, découpé avec l'angle de 135°). L'angle de découpure est choisi en fonction de l'angle au sommet d'un lobe d'un lingot, qui est égal à 135°. Pour la comparaison on inclut dans la série d'essais un lingot de section octogonale conventionnelle et étudie la répartition des déformations en section transversale.

Un lingot est installé par un lobe dans un outil de forgeage inférieur découpé, deux autres lobes étant en contact avec l'outil supé-

rieur plat. La réduction est de 5 à 10 %, après chaque corroyage l'ébauche est retournée de 120° (l'angle égal à celui entre les axes de symétrie de l'ébauche) de façon qu'un des lobes se trouve toujours dans la découpure de l'outil de forgeage inférieur, et la face opposée concave, sous l'outil plat supérieur. Le coefficient de réduction de toutes les ébauches est égal à 1,2, ce qui correspond à celui de l'opération de l'ébauchage.

La déformation locale en section transversale d'une ébauche est étudiée par la méthode des réseaux de coordonnées et évaluée à l'aide du coefficient logarithmique de déformation $e = \ln (S_0/S_f)$, où S_0 et S_f sont respectivement les surfaces des cellules de coordonnées initiale et finale. En se basant sur les données obtenues, on construit le diagramme de répartition des déformations (figure 2.5) en section de quatre ébauches différentes *2*, *3*, *4* et *5* forgées. On n'arrive pas à obtenir à partir des ébauches *4* et *5* une pièce de forge ronde sans pincements superficiels dans la région de grandes faces concaves. Les meilleurs résultats quant à la valeur de déformation au centre de la section transversale (0,52 pour le coefficient logarithmique de réduction moyen de 0,18) au cours de la fabrication d'une pièce forgée ronde sans pincements superficiels ont été obtenus pour l'ébauche *3*. Pour les ébauches *2*, *4* et *5* on a observé la diminution de la déformation au centre en comparaison des zones situées à la distance de $^2/_3R$ de la surface. Le cas de l'ébauche *2* s'explique par un grand rapport de la largeur du lobe au rayon de grandes faces concaves ($d/R = 1$), par suite, la surface de la partie centrale située entre ces faces dépasse considérablement la surface des lobes. Comme la réduction moyenne n'est pas importante ($e = 0{,}18$), les déformations sont localisées à la distance de $^2/_3R$ de la surface.

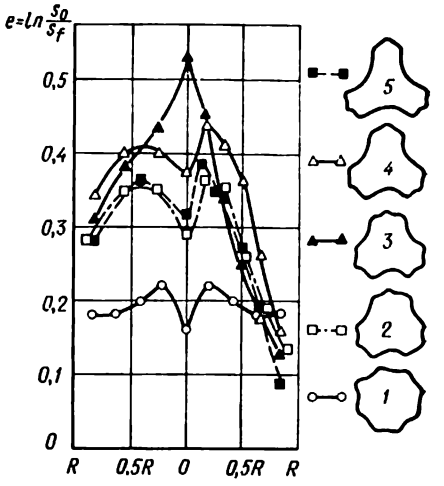


Fig. 2.5. Répartition des déformations dans la section transversale des ébauches pour le coefficient de réduction égal à 1,2:
Sections *1* à *5* : voir la figure 2.3

Quant aux ébauches *4* et *5* au rapport d/R égal à 0,5 et 0,37 respectivement, la surface de leurs lobes est supérieure à celle de leurs parties centrales, mais à l'étape initiale de la réduction, vu la largeur insignifiante des lobes, la déformation est localisée à la surface

tant que la résistance des lobes à la déformation ne dépasse la résistance de la partie centrale. A ce moment les grandes faces concaves ont déjà modifié leur configuration de base ayant formé trois pincements sur la surface de l'ébauche.

Le rapport de la largeur du lobe au rayon de grandes faces concaves de l'ébauche *3*, égal à 0,75, est optimal du point de vue de la concentration des déformations dans la zone axiale de la pièce forgée pour les réductions peu importantes au cours desquelles la déformation maximale des ébauches d'autres formes n'atteint pas le centre de la section.

La figure 2.4 représente les paramètres de la forme optimale d'un lingot « à trois lobes » en comparaison de ceux d'un lingot de section isométrique octogonale.

Perfectionnement des régimes de corroyage. L'étude de l'influence exercée par la forme de l'outil sur la répartition des déformations

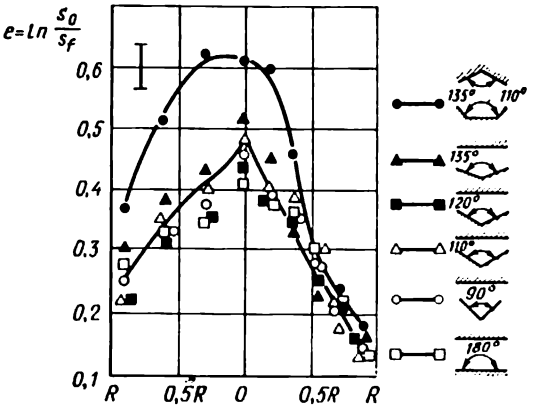


Fig. 2.6. Influence de la forme des outils sur la répartition des déformations suivant la section transversale d'une ébauche « à trois lobes » pour le coefficient de réduction de 1,2

dans la section des pièces forgées fabriquées à partir des lingots *3* « à trois lobes » (voir la figure 2.3) n'est pas sans intérêt. En tant qu'outils déformants on utilise les outils de forgeage plats, découpés, ainsi que la combinaison des outils plats et découpés (à angle de découpure de 90, 110, 120 et 135°). Les ébauches ont été corroyées (coefficient de réduction moyen égal à 1,2) par différents outils de forgeage pour obtenir une section ronde. Comme le diagramme de répartition des déformations suivant la section de l'ébauche (figure 2.6) le fait voir, l'angle de découpure de l'outil inférieur au cours du forgeage de l'ébauche « à trois lobes » par les outils combinés n'influence pas sensiblement la déformation dans la partie centrale de la

section. Ainsi, après le remplacement de l'outil inférieur plat par un outil combiné le coefficient logarithmique de réduction a augmenté de 0,42 jusqu'à 0,62 (outil à angle de découpure de 135°), ceci correspond à l'erreur moyenne quadratique admissible au cours d'une expérience. Les résultats un peu meilleurs ont été obtenus avec un outil de forgeage combiné à partie plate. C'est que lors du forgeage par les outils combinés, lorsqu'un lobe se trouve dans la découpure de l'outil inférieur, et deux autres, sous l'outil plat, outre des forces normales, les lobes sont sollicités par un moment de flexion. Si deux lobes se situent dans un outil découpé à partie plate, les faces inclinées de l'outil résistent à la flexion tout en créant à l'étape initiale de forgeage l'état favorable de contrainte de compression omnilatérale avec la concentration de la déformation dans la zone axiale. La section de l'ébauche se réduisant au cours du forgeage, l'influence des faces inclinées devient moins importante, à cause de ceci l'outil travaille comme s'il était plat. L'emploi de cet outil est limité par les dimensions d'un lingot « à trois lobes ».

De règle, on ne se sert pas des outils spéciaux pour forger les ébauches « à trois lobes », utilisant à cette fin l'outillage employé pour le forgeage des lingots octogonaux conventionnels.

Pour l'ébauche *3* on a également mis au point le régime optimal de réductions unitaires (voir figure 2.3). En tant qu'outils déformants on a utilisé les outils de forgeage combinés à l'angle de découpure de l'outil inférieur égal à 135°. La réduction unitaire assignée a été de 5 à 15 %.

En étudiant la dépendance des contraintes et de la répartition des déformations suivant le volume de la pièce forgée vis-à-vis de la forme de l'outil, des conditions aux limites et de la valeur de la réduction unitaire, on peut noter ce qui suit. Le forgeage d'une ébauche ronde avec la réduction qui s'accroît fait augmenter nettement les surfaces de contact de l'ébauche avec l'outil. La variation de la surface de contact est moins grande lors du forgeage d'une ébauche « à trois lobes » par les outils de forgeage combinés et lors du corroyage d'une ébauche carrée par les outils plats que lors du corroyage d'une ébauche ronde. C'est pourquoi l'augmentation de la réduction unitaire de 5 à 15 % au cours du forgeage d'une ébauche « à trois lobes » n'amène pas aux changements perceptibles de la répartition des déformations suivant la section (figure 2.7). Si au cours de la réduction unitaire de 5 à 10 % les pincements superficiels ne se forment pas, la réduction de 15 % ne permet pas de les éviter. La diminution de la réduction unitaire au cours du forgeage d'une ébauche « à trois lobes » sans modification de déformations dans la zone axiale est surtout favorable pour les aciers à carbone élevé et alliés peu ductiles.

La formation des pincements et la qualité de la surface des pièces forgées, ainsi que la répartition des déformations sont fonction non

seulement des réductions unitaires, mais aussi du coefficient de réduction sommaire. A cause de ceci une série des ébauches a été soumise à un corroyage à coefficients de réduction 1,2; 1,5; 2,0 par les outils combinés à angle de découpure de l'outil inférieur de 135°.

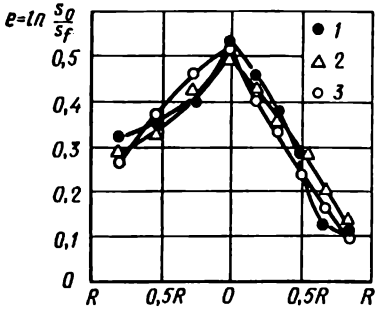


Fig. 2.7. Répartition des déformations locales selon la section des ébauches en fonction du corroyage: *1*, ε = 5 %; *2*, ε = 10 %; *3*, ε = 15 %

Les diagrammes de répartition des déformations traduites par les coefficients logarithmiques de réduction (figure 2.8), confirment l'avantage d'une ébauche « à trois lobes ». Déjà au cours de l'ébauchage, lorsque le coefficient de réduction suivant la section ne dépasse pas 1,2, la zone axiale de l'ébauche « à trois lobes » reçoit la déformation plus grande que les couches superficielles, tandis que les déformations dans l'ébauche octogonale ont pénétré moins dans la zone axiale. Le coefficient logarithmique de réduction dans la zone axiale d'une pièce forgée fabriquée à partir d'une ébauche « à trois

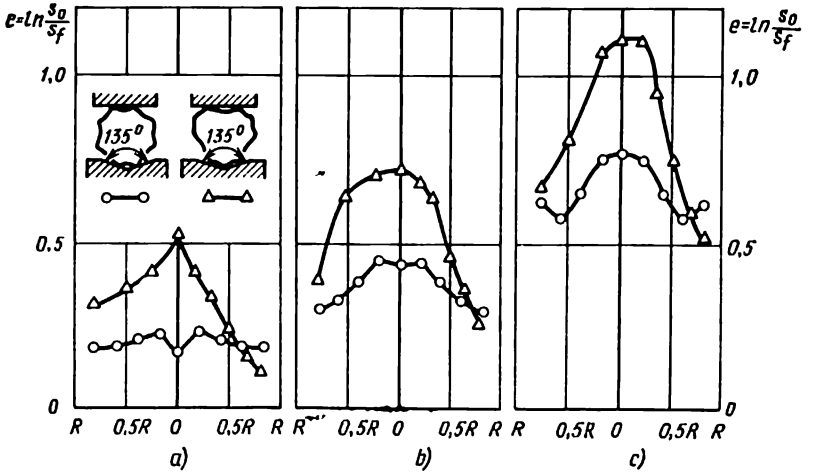


Fig. 2.8. Influence de la forme des ébauches initiales sur la répartition des déformations locales suivant la section pour le coefficient de réduction égal à 1,2 (*a*); 1,5 (*b*); 2,0 (*c*)

lobes » (0,52) est 3 fois plus grand que celui d'une pièce forgée à partir d'une ébauche octogonale (0,17). L'effet obtenu de la déforma-

tion plus grande de la zone axiale d'une ébauche « à trois lobes », en comparaison d'une ébauche octogonale, se conserve aux étapes suivantes du forgeage. Ainsi, pour un coefficient de réduction moyen suivant la section qui est égal à 1,5, la zone axiale d'une ébauche « à trois lobes » peut obtenir presque la même déformation que reçoit la zone axiale d'une ébauche octogonale ayant le coefficient de réduction moyen égal à 2,0. Si le coefficient de réduction moyen s'accroît encore, la différence de la déformation de la zone axiale s'efface, comme l'expérience le montre.

Les diagrammes de la figure 2.8 font ressortir que l'utilisation d'une ébauche « à trois lobes » pour la fabrication des pièces forgées du type arbres permet de diminuer de 1,5 fois le coefficient de réduction moyen par rapport à celui d'une pièce forgée à partir d'une ébauche octogonale. La valeur de la déformation dans la zone axiale reste la même. Si le coefficient de réduction ne change pas, la déformation dans la zone axiale s'accroît de 1,5 fois en comparaison de celle ayant lieu dans la zone axiale d'une pièce forgée à partir d'une ébauche octogonale conventionnelle.

Il est facile de remarquer que différents paramètres technologiques influencent de différente manière la répartition des déformations dans une pièce forgée à partir d'une ébauche « à trois lobes ». C'est pourquoi il est rationnel de choisir les conditions optimales de forgeage à l'aide d'un modèle statistique du procédé.

En tant que paramètre à optimiser y on a choisi la déformation logarithmique locale dans la zone axiale d'une pièce forgée:

$$y = \ln S_0/S_f,$$

où S_0 et S_f sont les surfaces d'une cellule de coordonnées dans la zone axiale avant et après la déformation.

Cet indice répond à toutes les exigences portées sur le paramètre à optimiser, car il est quantitatif, univoque et défini statistiquement. Le caractère de l'état de déformation dans la section d'une pièce forgée est déterminé essentiellement par trois facteurs X_i:

X_1 est la réduction unitaire $\varepsilon = \Delta h/h$ (adimensionnelle);

X_2 sont les angles de découpure d'un outil de forgeage α (rd);

X_3 est l'indice de forme de la section transversale d'une ébauche;

X_3 α/R (adimensionnel), où R est le rayon des grandes faces concaves, α, la largeur d'un lobe.

L'équation liant le paramètre y avec les facteurs X se présente sous la forme suivante: $y = f\ (X_1,\ X_2,\ X_3)$.

La limite inférieure du facteur X_1 est définie par le rendement du forgeage, et la limite supérieure, par la formation éventuelle des pincements superficiels ($X_1 = 0{,}075 \pm 0{,}025$). Quant aux limites du facteur X_2, elles sont conditionnées par la géométrie de l'outil de forgeage dont l'angle de découpure change de $\pi/2$ à π ($X_2 = 2{,}355 \pm \pm 0{,}785$). La limite inférieure du facteur X_3 est définie par l'absence

garantie des pincements, et la limite supérieure, par l'approchement maximal du polygone régulier ($X_3 = 0{,}785 \pm 0{,}25$).

La fonction de réponse est exprimée par un modèle linéaire sous la forme du polynôme du premier degré:

$$y = B_0 + B_1X_1 + B_2X_2 + B_3X_3,$$

et l'équation de régression aux coefficients B calculés s'écrit:

$$y = 0{,}402 + 0{,}025X_1 - 0{,}02X_2 - 0{,}148X_3.$$

L'analyse statistique de l'équation de régression ne montre comme significatif que le coefficient B_3. Donc, ni la réduction unitaire, ni l'angle de découpure d'un outil inférieur n'influencent la répartition des déformations dans une pièce forgée à partir d'une ébauche « à trois lobes ». C'est pourquoi l'équation de régression peut être remplacée par la formule d'interpolation:

$$y = 0{,}402 - 0{,}148X_3,$$

qui démontre que la valeur maximale de la déformation locale dans la zone axiale d'une pièce forgée correspond à la limite inférieure de la gamme de variation de l'indice de forme de la section transversale d'une ébauche. Donc, la justesse du choix de la forme d'une ébauche « à trois lobes » selon la figure 2.3 est confirmée, c'est la forme qui permet d'obtenir la concentration maximale des déformations dans la zone axiale et de garantir l'absence des pincements superficiels au cours du forgeage.

Chapitre 3

CHAUFFAGE DU MÉTAL ET RÉGIME THERMIQUE DE DÉFORMATION

3.1. Champs thermiques prescrits

L'hétérogénéité géométrique de la déformation dans les procédés de traitement des métaux par déformation est complétée par l'hétérogénéité naturelle ou artificielle du champ de résistance à la déformation. Dans ces conditions, le problème de répartition désirable de la déformation — l'hétérogénéité requise de la déformation — peut être résolu, si l'on crée une différente résistance à la déformation en assurant la répartition inégale des températures dans le volume d'une ébauche. Le caractère de principe d'un champ thermique prescrit est défini par la nécessité de travailler telles ou telles zones de l'ébauche, dépend des particularités de l'état physique de cette dernière (par exemple, traits spécifiques du lingot et de la structure de coulée) et doit correspondre à l'état de contrainte et de déformation. Pour ces raisons la tâche concrète consiste à choisir judicieusement le caractère du champ de résistance à la déformation.

Lors du forgeage des ébauches à ségrégation axiale et extra-axiale nettement prononcée le procédé technologique doit assurer un bon travail du métal dans ces zones au début de la déformation. Comme on n'arrive pas à éliminer en même temps tous les défauts d'une ébauche, l'ordre de leur élimination est défini compte tenu de l'importance de certains défauts zonaux, de la conduite d'autres défauts et de l'ensemble du procédé de déformation.

La tâche primordiale de la déformation des ébauches est de travailler la structure de coulée: le compactage de la zone axiale, la fermeture et l'élimination des cavités de retrait et des discontinuités survenues au cours de la solidification du métal, le fractionnement, le formage et l'orientation favorables des inclusions non métalliques et de gros dendrites.

Conformément aux particularités de la structure d'un lingot octogonal on peut se représenter quatre types de champs thermiques dans la section transversale (figure 3.1). Nous choisissons l'emplacement schématique des zones défectueuses à raison de 1/3 de rayon de la section du lingot sur la zone axiale, 1/3 de rayon sur la zone intermédiaire et 1/3 de rayon sur la zone superficielle, ce qui correspond à la disposition des zones de ségrégation axiale et extra-axiale dans la partie moyenne suivant la hauteur du lingot.

Pour faire un calcul précis du champ thermique d'une ébauche

il faut tenir compte du passage progressif d'une zone à une autre et se servir des dépendances de la résistance du métal à la déformation vis-à-vis de la température. Le choix des paramètres quantitatifs du champ thermique est déterminé par la différence maximale des caractéristiques de résistance due à la température. En outre, dans les zones assignées de concentration des déformations la température doit être suffisante pour éliminer les discontinuités et les défauts dus au retrait, alors que dans d'autres zones le métal doit être suffi-

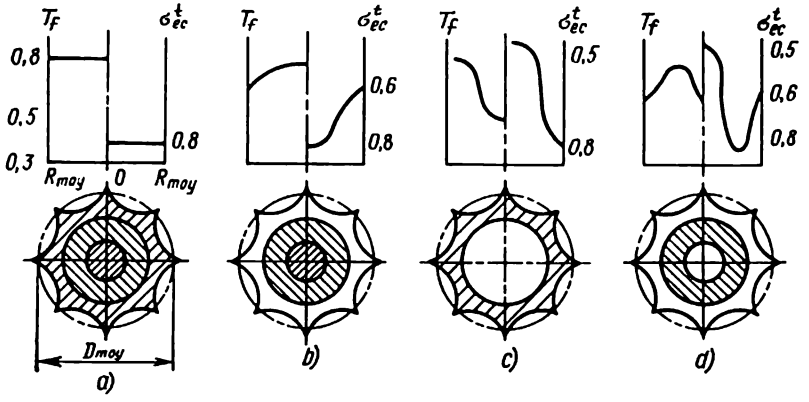


Fig. 3.1. Types de champs thermiques dans la section transversale des ébauches : *a*, chauffage uniforme ; *b*, refroidissement de la surface ; *c*, chauffage superficiel ; *d*, chauffage maximal dans la zone de ségrégation extra-axiale ; T_f, température de fusion ; σ^t_{ec}, limite d'écoulement à cette température

samment plastique et posséder une résistance à la déformation la plus grande possible pour les conditions données.

Même dans un cas idéal — réchauffage d'un lingot dans un four — la vitesse de transmission de la chaleur est limitée (non seulement par la puissance thermique du four, mais aussi par la conductibilité thermique du métal et les contraintes thermiques dans le lingot réchauffé). L'intensité d'évacuation de la chaleur peut être réglée de ce point de vue dans de plus larges limites.

Examinons les possibilités de création d'un champ non uniforme de résistance à la déformation pour le gradient de température différent suivant la section de l'ébauche. Les diagrammes de la différence de la résistance en fonction de la température (figure 3.2) tracés d'après les données des essais thermiques de traction des éprouvettes en aciers 45, 12X18H9T et en alliage de nickel démontrent que le même gradient de température provoque une différence inégale des caractéristiques de résistance. Pour l'acier 45, la différence maximale de la résistance temporaire correspond à la température

BIBLIOTECA

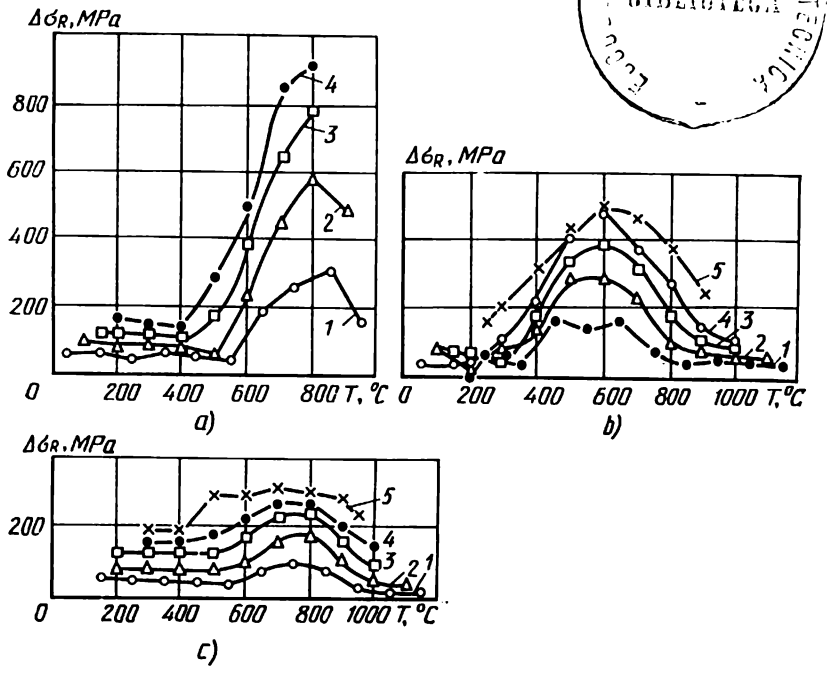


Fig. 3.2. Dépendance de la différence des propriétés de résistance du métal vis-à-vis de la température:

a, alliage de nickel ; *b*, acier 45 ; *c*, acier 12X18H9T ; *1*, $\Delta T = 100$ °C ; *2*, $\Delta T = 200$ °C ; *3*, $\Delta T = 300$ °C ; *4*, $\Delta T = 400$ °C ; *5*, $\Delta T = 500$ °C

moyenne de 600 °C, pour l'acier 12X18H9T, à celle de 750 à 800 °C, et pour l'alliage de nickel, à celle de 800 à 850 °C. En même temps la variation absolue de température moyenne en section est de ± 50 à ± 250 °C, et le gradient de température est de 100 à 500 °C.

On a pensé pendant longtemps que la variante optimale c'est le forgeage des lingots et des ébauches réchauffés uniformément suivant la section. Plus tard le développement de la production des alliages austénitiques résistants à chaud et peu plastiques a permis de faire les recommandations sur l'utilité du refroidissement de la surface des ébauches réchauffées avant le forgeage. Le réchauffage uniforme initial du métal est effectué jusqu'à la température faiblement supérieure à l'intervalle de températures de forgeage (un certain surchauffage du métal pour le refroidissement ultérieur jusqu'à la température de déformation). Il faut refroidir la surface des ébauches jusqu'aux températures auxquelles la destruction intercristallite de l'alliage ne se produit pas, et le réchauffage jusqu'à la température limite assure le passage complet de la substance intercristallite en solution cristallisée. Donc, dès les premiers corroyages une « chemi-

se » plastique est créée sur un lingot : une enveloppe de métal dans laquelle on arrive à déformer avec succès l'ébauche tout entière. Cette méthode de champ thermique non uniforme de l'ébauche tient compte des particularités de la structure des alliages à multiples effets alliants.

Le diagramme de la figure 3.2 explique une contradiction apparente : pour les alliages de nickel existe un gradient de température pour lequel une basse température à la surface du lingot coexiste avec une haute température de la zone axiale qui dépasse considérablement la température optimale de déformation au cours du réchauffage uniforme. La destruction du volume profond du lingot est prévenue par l'action d'une enveloppe extérieure, en même temps à une haute température les défauts dus au retrait sont bien fermés. On a proposé d'utiliser les champs thermiques non uniformes des lingots pour la redistribution assignée des déformations en pièces forgées. Sur ce principe est basé le procédé de faible refroidissement à l'air en vue de mieux travailler la zone axiale des lingots géants.

Comme il a été montré sur la figure 3.2, les différents types de l'hétérogénéité zonale du champ thermique du lingot créent une non-uniformité assignée de résistance à la déformation. Ceci peut être utilisé pour la séquence nécessaire du travail des zones du lingot au cours du forgeage.

Le réchauffage uniforme suivant la section détermine les mêmes caractéristiques de résistance du métal et le champ uniforme de déformations. La résistance différente du métal à la déformation plastique dans la section peut apparaître lors de la formation des zones et de la division de la surface de l'ébauche en surface de contact avec l'outil et surface libre des forces extérieures dans les conditions du frottement de contact.

Le refroidissement de la surface d'une ébauche réchauffée entraîne la formation d'une couche extérieure dont les caractéristiques de résistance sont plus hautes que celles de la zone axiale. Une sorte d'enveloppe plus résistante, dans laquelle est mis le métal du lingot, apparaît. Au fur et à mesure qu'un lingot uniformément réchauffé se refroidit, l'épaisseur de cette enveloppe extérieure augmente, tandis que la température de la zone axiale diminue. Le retrait thermique des couches superficielles du métal crée les contraintes de compression complémentaires dans les couches internes du métal. Du point de vue de l'utilisation de la pression latérale d'une couche de métal refroidie, il faut assurer un développement suffisant de cette couche au cours du refroidissement du lingot, le gradient de température nécessaire en section transversale (qui dépend de l'intensité du refroidissement de la surface) et une température assez haute dans la zone axiale. On peut réaliser de telles conditions de l'état de contrainte dans la zone axiale du lingot, favorables pour un travail judi-

cieux du métal dans cette zone en y ayant concentré les déformations maximales.

Le caractère de répartition des déformations et d'un champ de contraintes complémentaire dépend dans le cas général non seulement des facteurs énumérés ci-dessus (voir **réchauffage uniforme**), mais aussi de leurs variations qui peuvent provoquer différents schémas de déformation d'une ébauche hétérogène. Le facteur de compatibilité de déformation des couches refroidies du métal (de l'enveloppe) et du cœur réchauffé est mis en jeu.

Une couche du métal refroidie de la surface d'un lingot et la zone axiale réchauffée de ce dernier sont montrées à la figure 3.1, *c*.

Trois variantes de combinaison de leur déformation relative au cours du corroyage d'une ébauche sont possibles.

I. La dimension transversale de l'enveloppe refroidie augmente plus que celle du cœur.

II. Les dimensions transversales de l'enveloppe et du cœur augmentent de la même manière.

III. La dimension transversale du cœur tend à augmenter dans une plus grande mesure que celle de l'enveloppe.

Dans le cas général, la réalisation de telle ou telle variante dépend de l'épaisseur relative de la couche refroidie et des conditions géométriques de la déformation : la forme de l'outil et celle de l'ébauche corroyée.

L'aire de la surface de contact de l'ébauche avec l'outil est également un facteur important de déformation, car l'épaisseur relativement grande de la couche refroidie n'est pas toujours rationnelle et accessible du point de vue pratique (l'effort de déformation augmente considérablement ; la plasticité du métal refroidi de la surface jusqu'à une température plus basse diminue ; on a besoin des dispositifs spéciaux pour un refroidissement plus intense de la surface des ébauches pour que la zone axiale ne puisse pas se refroidir, etc.).

Afin de rendre possible la concentration des déformations en zone axiale et de réaliser la pression latérale des couches extérieures refroidies du métal, il faut tâcher d'utiliser l'enveloppe refroidie en tant que prolongement de l'outil qui ne se déforme pas en l'absence de la déformation « indépendante » des couches extérieures du métal. Ceci est obtenu dans le cas où le volume du métal déplacé selon la hauteur dans l'enveloppe est moins grand que celui déplacé dans la même direction dans la zone axiale plus réchauffée de l'ébauche. Si la surface de contact des outils de forgeage avec les ébauches est petite, les couches du métal se trouvant au cœur de l'ébauche sont peu déformées tandis que la déformation des couches extérieures, qui se produit sans contact avec l'outil de forgeage, peut entraîner des contraintes de traction et les déformations de la zone axiale. La surface de contact d'un outil de forgeage et d'une ébauche devenant plus grande, les déformations se transmettent dans la zone axiale dont

l'élargissement est limité par une couche extérieure déjà refroidie qui ne subit pas l'expansion indépendante et crée la pression latérale. Le développement ultérieur de la surface de contact assure l'action des contraintes complémentaires de compression propres au corroyage par un outil de forgeage découpé à rayon. Pourtant, l'augmentation considérable de l'effort nécessaire pour la déformation d'une ébauche refroidie peut réduire les avantages de ce procédé de forgeage et le rendre inutilisable pour les lingots géants.

Les lois du procédé étudiées sur l'exemple de la déformation d'une ébauche ronde, sont également valables pour le corroyage des ébauches ayant une autre forme de section transversale.

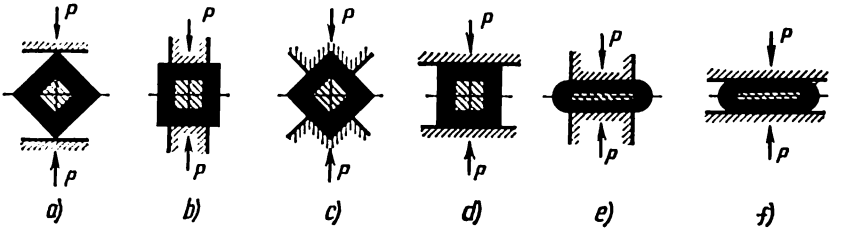


Fig. 3.3. Schémas de déformation des ébauches réchauffées d'une façon non uniforme

Ainsi, au cours du corroyage d'une ébauche carrée dont la surface a été refroidie, on observe une localisation indésirable de la surface de contact ayant lieu durant l'opération de forgeage d'après le schéma carré-carré (figure 3.3, *a*). On peut obtenir le schéma optimal de déformation (avec le corroyage préférentielle de la zone axiale de l'ébauche) en utilisant tant les outils plats (figure 3.3, *b*, à l'exception du corroyage des ébauches de faible épaisseur : 3.3, *e*, *f*) que les outils découpés (figure 3.3, *c*). Il faut tenir compte du fait que la couverture complète par un outil de deux faces d'une ébauche carrée (figure 3.3, *d*) détermine la possibilité de déformation indépendante des couches extérieures du métal refroidies. Pour le corroyage d'une ébauche carrée l'outil de forgeage plat doit couvrir 70 % de la largeur de la face.

Dans le cas général, la « couverture » de la surface d'une ébauche par un outil de forgeage est une quantité variable qui dépend des dimensions absolues des ébauches. Le facteur de l'épaisseur de l'enveloppe refroidie — la différence de température ΔT par l'unité de longueur suivant la profondeur de l'ébauche Δr (rapport $\Delta T/\Delta r$) — sera différent pour des ébauches de différentes dimensions. Ceci exigera des corrections concernant la proportion du volume déplacé de la zone axiale et de celui des couches extérieures de métal refroidies. Néanmoins, la forme de la section transversale d'une ébauche reste le facteur principal. Par exemple, lors de la déformation des

ébauches du type plaquettes la pression latérale n'exerce pas d'influence préférentielle sur l'état de contrainte et de déformation du métal du cœur d'un lingot indépendamment des dimensions de l'outil.

Réchauffage forcé des lingots peut être employé dans certains cas non seulement (et surtout non) pour augmenter la productivité du travail en réduisant le temps de séjour d'une ébauche dans le four, mais aussi pour améliorer la qualité de travail du métal. Au cours du forgeage avec l'aplatissement intermédiaire le lingot est

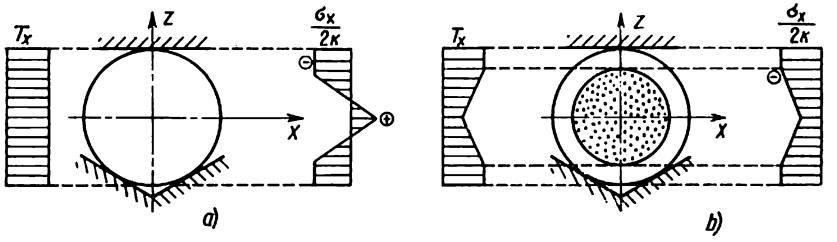


Fig. 3.4. Contraintes dans la section transversale d'une ébauche lors de son corroyage par les outils de forgeage combinés

réchauffé à sa surface jusqu'à la température de forgeage, maintenu au four pour le chauffage dans toute la section et ensuite ébauché. Le corroyage des arêtes des lingots à section polygonale durant l'ébauchage contribue à la diminution des défauts de surface au cours du forgeage ultérieur et à l'évacuation de la chaleur des arêtes. Après l'ébauchage le lingot est de nouveau réchauffé jusqu'à la limite supérieure de l'intervalle des températures de forgeage et maintenu au four pour l'égalisation de la température suivant toute la section. Ensuite l'ébauche est aplatie.

L'ébauchage d'un lingot régulièrement réchauffé possédant les mêmes caractéristiques de résistance dans toute la section a lieu dans les conditions défavorables de l'état de contrainte des zones axiales, profondes du métal où se développent de graves contraintes de traction (figure 3.4). Celles-ci apparaissent à cause des avances et des réductions trop petites, ce qui s'explique par la nature de l'ébauchage (figure 3.4, *a*).

En utilisant le réchauffage forcé d'un lingot avant l'ébauchage sans maintien au four jusqu'à la température de forgeage sur sa surface, on peut obtenir une répartition des caractéristiques de résistance dans l'ébauche telle que les contraintes de traction (déterminées pour les conditions géométriques du procédé) survenues dans la zone axiale seront moins grandes que la résistance du métal à la déformation dans cette partie et n'entraîneront pas les discontinuités du métal (figure 3.4, *b*). La résistance à la déformation élevée des

couches profondes permettra de travailler plus efficacement la zone superficielle d'un lingot afin de créer une enveloppe plastique.

La réalisation concrète de ce régime permet de diminuer le temps de séjour au four d'un lingot géant de 30 heures (le cycle de forgeage selon la technologie conventionnelle est de 88,7 heures, et avec le réchauffage forcé, de 58,7 heures).

Le procédé conventionnel de forgeage prévoit, après le réchauffage de la surface d'un lingot jusqu'à la température qui correspond à la limite supérieure de forgeage, son maintien au four en vue d'égaliser la température en sa section. Pour les procédés de forgeage des lingots géants avec l'utilisation des dispositifs de chauffage qui n'assurent pas la température égale du dessus et du dessous du lingot (ainsi que du côté sole et voûte), la fin du réchauffage pour l'ébauchage est établie d'après la température du dessous du lingot. On exclut la courbure de l'axe de l'ébauche dans ce cas en réglant la valeur de l'avance.

La technologie de réchauffage forcé décrite ci-dessus possède des avantages évidents, si on la compare à la technologie avec le maintien réduit au four avant l'aplatissement.

La combinaison du réchauffage et du refroidissement des lingots représente une source complémentaire de répartition requise des propriétés de résistance du métal dans une ébauche. Ainsi, pour le travail préférentiel des zones de ségrégation extra-axiale la combinaison du réchauffage forcé d'un lingot sans égalisation de la température en sa section avec le refroidissement ultérieur de la surface peut s'avérer favorable.

Un lingot est réchauffé dans le four jusqu'à la température de (0,35 à 0,40) T_{fus} avec le chauffage suivant toute la section, T_{fus} étant la température de fusion du métal selon l'échelle absolue. Pour l'acier à moyenne teneur en carbone (0,35 à 0,40) T_{fus} fait 500 à 550 °C. Ensuite le réchauffage forcé a lieu avec la vitesse maximale admise pour le four jusqu'à la limite supérieure de la température de forgeage, à savoir 0,9 T_{fus} (égale pour l'acier à moyenne teneur en carbone à 1250 °C). A ce stade le lingot n'est pas chauffé suivant toute sa section, mais dans une partie : jusqu'à $^2/_3$ du rayon en direction de son axe. Le lingot ainsi réchauffé est refroidi à l'air pour que sa température s'abaisse jusqu'à (0,6 à 0,65) T_{fus} (850 à 900 °C pour l'acier à moyenne teneur en carbone). A la suite de la combinaison du réchauffage à deux stades avec le refroidissement la zone du lingot la plus réchauffée (voir figure 3.1) coïncide avec la zone de ségrégation extra-axiale, a la résistance minimale à la déformation et est soumise au corroyage préférentiel dans les conditions de la pression extérieure et intérieure des volumes refroidis du métal.

Compte tenu de ce que la ségrégation extra-axiale se situe à distance différente de la surface le long du lingot, il faut commencer la déformation du dessous, puis passer à la masselotte et ensuite, à la

zone moyenne. Le refroidissement ultérieur du lingot au cours du corroyage permettra de concentrer la déformation dans les couches centrales qui correspondent à l'emplacement plus profond des zones de ségrégation extra-axiale.

3.2. Régimes de réchauffage et de refroidissement du métal

La réalisation des variantes examinées des champs thermiques non uniformes exige la régulation tant du procédé de réchauffage que du stade de refroidissement assigné du lingot. Toutefois, s'il est assez facile de commander le réchauffage, dans les conditions d'un atelier en service il y a moins de possibilités de régulation du refroidissement.

La durée et l'intensité du refroidissement d'un lingot avant le forgeage doivent être choisies de façon à assurer la plus grande différence des propriétés de résistance dans les zones nécessaires.

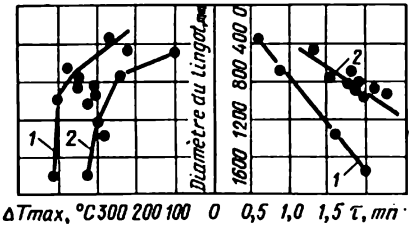


Fig. 3.5. Diagramme de calcul du gradient de température

En mesurant la température de la surface des lingots (de diamètre de 360 à 1820 mm) refroidis à l'air, on peut définir par les calculs la température courante de la zone axiale. En se basant sur ces données, on a construit le diagramme qui reflète la dépendance du gradient maximal de température ΔT_{max} en section transversale vis-à-vis du diamètre D du lingot (figure 3.5). La température sur la surface du lingot correspond à la limite inférieure de l'intervalle de températures de forge des aciers de construction, c'est-à-dire à 800 °C. Sur la même figure est montré le temps τ nécessaire à atteindre le gradient maximal de température en fonction du diamètre D des pièces forgées. Les valeurs de ΔT_{max} et de τ obtenues par de nombreux chercheurs au cours des expériences et des calculs se situent dans les zones limitées par les lignes *1* et *2*. L'approchement de la ligne *1* caractérise l'évacuation plus intense de la chaleur, et de la ligne *2*, le ralentissement du refroidissement. La face d'un lingot décalaminée se refroidit plus vite, et sa température de refroidissement en comparaison d'autres faces est de 80 à 120 °C inférieure. L'élimination de la calamine du four de toute la surface du lingot rend la transmission de la chaleur plus intense de 1,5 à 2 fois, et au cours de la déformation, le refroidissement des ébauches à partir de la surface est d'environ 3 fois plus intense, ce qui est dû au contact avec l'outil.

Donc, il est rationnel de combiner le refroidissement préalable de la surface d'un lingot avec le corroyage au cours des opérations de préparation. La méthode de détermination des paramètres optimaux du processus de refroidissement préalable consiste en ce qui suit. Au début, selon le diagramme de la figure 3.5 on trouve pour un diamètre donné d'un lingot et l'intensité supposée du refroidissement un gradient de température qui correspond à la différence maximale des propriétés de résistance du métal, et ensuite on définit le temps nécessaire de refroidissement.

L'utilisation de la chaleur que contient un lingot après sa solidification présente de l'intérêt. En outre, la connaissance du champ initial de températures facilite le calcul des régimes de réchauffage et de refroidissement.

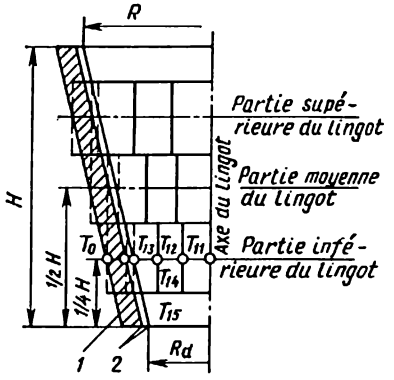


Fig. 3.6. Schéma pour le calcul de l'état thermique d'un lingot (R_d est le rayon du dessous du lingot): 1, lingotière; 2, interstice

Pour calculer le champ de températures au cours du refroidissement faisons les hypothèses suivantes: 1) le métal liquide remplit instantanément la cavité d'une lingotière; 2) le lingot a la forme d'un cylindre dont la hauteur est beaucoup plus grande que ses dimensions transversales; 3) le dégagement de la chaleur de fusion durant la cristallisation du métal est pris en compte par l'augmentation équivalente de la température initiale du métal liquide; 4) l'évacuation de la chaleur se passe perpendiculairement à l'axe du cylindre.

En calculant le refroidissement du métal, utilisons l'équation différentielle de conductibilité thermique

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a\left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial T}{\partial r}\right),$$

pour la quatrième couche transformons-la en forme de différences finies (figure 3.6)

$$\left.\frac{\partial T}{\partial t}\right|_4 = a\left(\frac{T_3 - T_4}{\Delta r^2} - \frac{T_4 - T_5}{\Delta r^2} + \frac{1}{r_4}\frac{T_3 - T_4}{\Delta r}\right).$$

La quantité de chaleur amenée à la surface en provenance de l'axe du lingot

$$q = -\lambda_T \frac{\partial T}{\partial r} = \lambda_T \frac{T_0 - T_s}{\Delta r},$$

où λ_T est le coefficient de conductibilité thermique; T_0, la température de la surface de la lingotière.

L'échange de chaleur entre la surface extérieure d'une lingotière et le milieu ambiant se produit dans les conditions aux limites de troisième espèce:

$$q = \alpha_T (T_s - T_a).$$

La température de la surface d'un lingot

$$T_s = (\alpha_T \Delta r T_a + \lambda_T T_0) / (\Delta r \alpha_T + \lambda_T),$$

où T_a est la température du milieu ambiant.

Le coefficient a de conductivité de température dépend de la température et il est choisi pour chaque point de calcul.

A la première étape le calcul donne le temps de la solidification complète après la coulée du métal en lingotière.

La deuxième étape consiste à calculer le champ thermique d'un lingot extrait d'une lingotière et refroidi ensuite à l'air au cours du transport pour la déformation.

La troisième étape concerne le calcul des champs thermiques d'un lingot lors de son réchauffage dans les fours à différentes températures (par exemple, 800, 900, 1000, 1100, 1250 °C). On obtient la répartition initiale des températures en se basant sur les résultats de la deuxième étape, quand on définit la température concrète de la surface d'un lingot au bout d'un certain temps après son extraction d'une lingotière.

L'analyse des diagrammes de la variation des températures suivant la section d'un lingot permet d'établir les régimes optimaux du réchauffage par étapes afin d'obtenir les champs thermiques types (un des champs présentés à la figure 3.1). On peut faire la vérification intégrale de la justesse des suppositions adoptées en mesurant la température de la surface d'une lingotière au cours de la cristallisation d'un lingot. Par exemple, pour un lingot de 100 t la différence des températures en trois points de la surface de la lingotière est de 5 % sous la masselotte et de 8 % sous le dessous. C'est l'erreur due à la supposition que l'évacuation de la chaleur à travers les bouts d'un lingot n'a pas lieu.

Dans le modèle de l'état thermique il faut prévoir le processus de dégagement progressif de la chaleur latente de fusion. En précisant le modèle de l'état thermique d'un lingot, modifions le caractère des conditions aux limites: déterminons la température de la surface de la lingotière par mesure directe, c'est-à-dire utilisons les conditions aux limites de première espèce.

Nous considérons que le champ thermique de chaque couche annulaire dégagée est uniforme et correspond aux valeurs T_{ij}. Le problème consiste à définir la fonction $T = T(r, t)$ en résolvant l'équation de conductibilité thermique $\frac{\partial T}{\partial t} = a\left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial T}{\partial r}\right)$. Au cours du refroidissement d'un lingot dans une lingotière la condition initiale de l'état thermique est la répartition des températures suivant la section au moment de la fin de cristallisation du métal: $T(r, t)\,|_{t=0} = T(r)$; la condition aux limites $T_a = T_a(t)$. La solution de l'équation de conductibilité thermique compte tenu du dégagement de la chaleur latente de fusion lors de la cristallisation du métal est la fonction suivante:

$$T = T_a(t) + \frac{2}{R^2}\sum_{n=1}^{\infty}\frac{1}{J_1^2(\mu_s)}J_0\left(\mu_s\frac{r}{R}\right)\times$$

$$\times e^{-\mu_s^2\frac{at}{R^2}}\int_0^R [T(r) - T_a(0)]\,J_0\left(\mu_s\frac{r}{R}\right)r\,dr -$$

$$-\sum_{n=1}^{\infty}\frac{2}{\mu_s J_1(\mu_s)}J_0\left(\mu_s\frac{r}{R}\right)e^{-\mu_s^2\frac{at}{R^2}}\int_0^t e^{\mu_s^2\frac{at}{R^2}}T_a'(t)\,dt.$$

Déterminons la condition aux limites $T_a = T_a(t)$ en calculant la température sur la surface d'un lingot pour la température connue T_0 de la surface d'une lingotière et compte tenu de la transmission de chaleur entre les couches du métal d'un lingot et dans l'interstice entre la lingotière et le lingot.

Pour le refroidissement à l'air, le réchauffage dans les fours à différentes températures les deuxième et troisième étapes de l'état thermique sont associées, car les calculs sont effectués à l'aide de la même équation (en modifiant respectivement les conditions initiales et les conditions aux limites):

$$T = T_a(t) + R^{-2}\sum_{n=1}^{\infty}K_s J_0\left(\mu_s\frac{r}{R}\right)e^{-\mu_s^2\frac{at}{R^2}}\times$$

$$\times\int_0^t [T(r) - T_a(0)]\,J_0\left(\mu_s\frac{r}{R}\right)r\,dr -$$

$$-\sum_{n=1}^{\infty}L_s J_0\left(\mu_s\frac{r}{R}\right)e^{-\mu_s^2\frac{at}{R^2}}\int_0^t e^{\mu_s^2\frac{at}{R^2}}T_a'(t)\,dt.$$

Les régimes de réchauffage et de refroidissement acceptables pour l'utilisation aux entreprises industrielles dépendent de la masse

d'un lingot. Par exemple, pour un lingot de 100 t le processus de réchauffage comprend les étapes suivantes: chargement du lingot dans un four à la température de 1200 °C 5 à 6 heures après la solidification du métal (19 à 20 heures après la coulée) et réchauffage pendant 3 à 3,5 heures, évacuation du lingot du four et maintien à l'air pen-

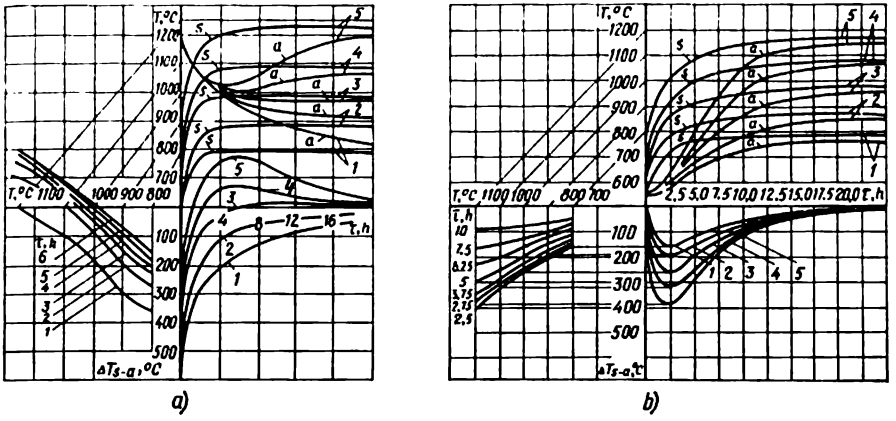


Fig. 3.7. Nomogramme pour le calcul de l'état thermique des lingots de 100 t (*a*) et de 40 t (*b*); réchauffage aux fours à la température de 800 °C (*1*), 900 °C (*2*), 1000 °C (*3*), 1100 °C (*4*), 1250 °C (*5*) ; *s*, surface d'un lingot ; *a*, zone axiale; ΔT_{s-a}, gradient de température entre la surface et la zone axiale

dant une heure. Dans les usines, pour qu'on puisse se servir rapidement du modèle de l'état thermique d'un lingot on construit des nomogrammes.

Dans les entreprises industrielles, le problème de réalisation des champs thermiques assignés dans les lingots est résolu à la base des données obtenues par les expériences sur le réchauffage et le refroidissement d'un lingot avec les couples thermo-électriques installés au plan de la section transversale à la moitié de sa longueur. L'expérience présente des données sur le changement de la différence des températures dans chacune des trois zones de la section transversale au cours du réchauffage, et ensuite, sur la différence des températures dans les mêmes zones lors du refroidissement d'un lingot.

En disposant des données sur les champs thermiques au cours du réchauffage et du refroidissement, à l'aide des méthodes proposées on détermine les régimes de réchauffage des lingots de n'importe quelle masse.

On a établi les nomogrammes pour les régimes qui assurent la création des champs thermiques donnés dans les lingots d'une masse de 100 t (figure 3.7, *a*) et de 40 t (figure 3.7, *b*). Les modèles élaborés

de l'état thermique des lingots permettent de faire les calculs et de construire des nomogrammes analogues pour des lingots de n'importe quelle masse.

Une grande importance revient aux contraintes thermiques engendrées par les champs thermiques non uniformes dans le métal. Les contraintes thermiques sont calculées à l'aide de la théorie de l'élasticité thermique et des données expérimentales sur la dynamique des processus thermiques quand le réchauffage d'un lingot est combiné à son refroidissement.

On suppose qu'un lingot est cylindrique; on admet que la transmission de chaleur dans la section moyenne suivant la longueur ne se passe qu'en direction radiale. Les formules de calcul de principales contraintes sont données ci-dessous.

Contraintes longitudinales

$$\sigma_z = \frac{EK_\varepsilon w_t}{8a(1-K_\nu)}(R^2 - 2r_t^2);$$

contraintes radiales

$$\sigma_r = \frac{EK_\varepsilon w_t}{16a(1-K_\nu)}(R^2 - r_t^2);$$

contraintes tangentielles

$$\sigma_\theta = \frac{EK_\varepsilon w_t}{16a(1-K_\nu)}(R^2 - 3r_t^2),$$

où E est le module d'élasticité; K_ε, un coefficient de proportionnalité; K_ν, le coefficient de Poisson; w_t, la vitesse de variation de la température sur la surface d'un lingot.

Les données plus précises sur la destruction possible d'un lingot à cause des contraintes thermiques sont fournies par le calcul de la condition de plasticité sous la forme:

$$(\sigma_z - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_\theta)^2 \leqslant \sigma_{ec}^2.$$

Les résultats du calcul permettent d'utiliser les régimes combinés réchauffage-refroidissement pour les procédés de forgeage.

Regimes thermiques lors du corroyage des lingots de masse 10 t. L'influence des champs thermiques sur le caractère d'écoulement du métal au cours du forgeage a été étudiée pour deux régimes de réchauffage.

Régime A. On a réchauffé deux lingots (acier 35) dans un four de fusion à flamme jusqu'à la température de 1220 °C (contrôle par un pyromètre optique) avec le maintien visant à l'égalisation de la température dans l'ensemble de la section. Après le sertissage du tourillon un lingot a été forgé par brochage dans les outils de forgeage combinés, et l'autre, a été maintenu à l'air pendant 25 minutes. La durée globale de refroidissement compte tenu du temps des opérations de préparation a fait 40 mn. Durant ce temps dans la section des lingots

en acier à carbone de masse de 10 t de diamètre moyen de 800 mm est créée la différence de température de 350 °C. Ensuite le premier lingot a été corroyé par un outil de forgeage découpé inférieur (angle de découpure 135 °C) et un outil de forgeage supérieur spécial qui est en contact avec une partie de la section transversale du lingot. Plus tard le lingot a été réchauffé et forgé par brochage dans les outils de forgeage combinés.

La mesure du temps nécessaire pour chaque opération de forgeage de deux pièces (avec et sans refroidissement préalable de la surface) démontre que la première pièce forgée a été sous la presse 124 mn, et la seconde, 100 mn. Le temps global de travail des pièces de forge a fait 146 et 108 mn respectivement, dont 52 et 50 mn à la première étape. L'augmentation du temps de forgeage de la première pièce de forge est due au découpage des fissures superficielles qui a duré 29 mn (les fissures du lingot se sont ouvertes au cours de l'ébauchage). Au cours du corroyage du second lingot avec la surface préalablement refroidie les fissures ne se sont pas trop développées, on n'a donc pas besoin d'opération de découpage.

Régime B. Les tourillons de trois lingots d'une série ont été sertis du dessous. L'opération d'aplatissement a été réalisée sur la plaque inférieure sphérique à orifice pour le tourillon. En tant que plaque supérieure on a choisi pour le premier lingot une plaque sphérique concave, pour le deuxième et le troisième, une plaque conique convexe (angle au sommet 120°) et tronquée. La pression latérale complémentaire au cours de l'aplatissement du troisième lingot par une plaque conique a été assurée par la résistance élevée à la déformation de la surface refroidie de l'ébauche préparée. La durée totale de refroidissement de l'ébauche à la sortie d'un four a atteint 40 mn, le refroidissement passif à l'air n'a duré que 7 mn, donc ce procédé utilise bien le refroidissement du lingot au cours des opérations de préparation du forgeage. Lors de l'aplatissement de l'ébauche par une plaque conique convexe l'effort extérieur est concentré sur la partie réchauffée de la section de l'ébauche, l'outil ne sollicite pas directement la partie refroidie qui exerce ainsi une pression sur la zone axiale de l'ébauche.

Il est à noter que l'état de surface de la première ébauche après le forgeage-brochage du cylindre pour la troisième fois n'a pas été satisfaisant : on a eu besoin de l'opération de découpage des fissures de surface qui a duré 12 mn. On n'a pas observé le développement considérable des fissures superficielles des deuxième et troisième ébauches.

Les pièces forgées des arbres produites de 5 lingots (suivant les régimes A et B) ont été soumises au traitement thermique (trempe de 880 °C dans l'eau et revenu) et étudiées. Le forgeage avec l'aplatissement par une plaque conique avec le refroidissement de la surface de l'ébauche a exercé l'influence la plus importante sur le métal de

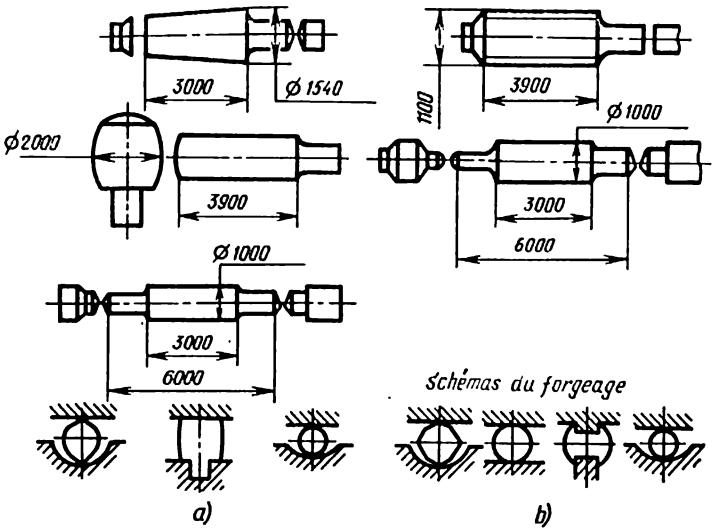


Fig. 3.8. Schéma de corroayage d'un lingot de 50 t à surface refroidie : *a*, procédé de forgeage avec aplatissement ; *b*, nouveau procédé

la partie se trouvant sous la masselotte. Ainsi, sur les coupes macrographiques transversales de deux pièces forgées avec aplatissement et sans refroidissement, des fissures ramifiées ont lieu dans la partie centrale. Il n'y en a pas dans la pièce forgée aplatie par un outil de forgeage conique et dont la surface a été préalablement refroidie.

Refroidissement rationnel pour le corroyage d'un lingot de 50 t. Le défaut de la variante de corroyage avec le refroidissement au cours du brochage examinée plus haut est le refroidissement passif à l'air des lingots, ce qui provoque non seulement les pertes irrationnelles de la chaleur de forgeage et la différence insuffisante des températures dans la section d'un lingot, mais aussi compromet les conditions hygiéniques dans l'atelier et exige des outils de forgeage spéciaux pour chaque type de dimensions des lingotières.

Le corroyage d'un lingot de 50 t selon le schéma de la figure 3.8, *a* a révélé qu'il est possible de réduire le cycle de forge de 30 %, d'exclure l'opération d'aplatissement exigeant beaucoup de travail, de diminuer le temps de refroidissement passif à l'air de plus de 3 fois sans altération de la qualité du métal selon tous les indices des essais métallographiques et mécaniques.

La durée et l'intensité du refroidissement du métal, qui précède le forgeage, ont été choisies d'après le graphique de la figure 3.5.

La technologie conventionnelle de forgeage des lingots de 50 t inclut l'opération d'aplatissement intermédiaire et un réchauffage

correspondant. Le procédé technologique perfectionné a été effectué seulement par brochage.

Après le réchauffage jusqu'à la température de forgeage et le maintien au four pour l'égalisation de la température dans le volume tout entier, le lingot a été mis sous une presse où on a effectué le sertissage du tourillon, l'ébauchage et le forgeage préalable par les outils combinés suivant le schéma « rond-rond » avec le coefficient de réduction de 1,3 à 1,5. Le lingot s'est libéré de la couche épaisse de calamine de four et le contact de force avec les outils froids a contribué au refroidissement accéléré du métal à sa surface. Ensuite toute la longueur de l'ébauche a été corroyée par des outils plats à taux de déformation de 10 à 15 % sans retournements ; la température sur la surface de l'ébauche est tombée jusqu'à 800 °C.

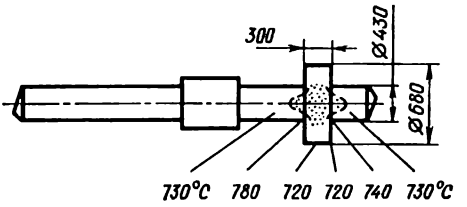


Fig. 3.9. Répartition des températures suivant la surface d'une pièce forgée au cours des opérations de finition

L'ébauche ainsi préparée (figure 3.9) est corroyée sans retournements suivant toute la longueur. Les outils de forgeage sont plats (supérieur et inférieur). La largeur des outils est inférieure à celle de la zone plate de l'ébauche préparée, et lors du corroyage l'effort de la presse est transmise essentiellement dans la zone axiale du métal, dont la résistance à la déformation est moins grande que celle de la couche extérieure refroidie sur sa surface et effectuant la fonction d'une enveloppe. Cette enveloppe reste en dehors de l'effet de force des outils, elle est élargie par le métal déformé de la zone axiale soumis à son tour à la compression. La passe le long de toute l'ébauche achevée, on la transmet pour le réchauffage, ensuite elle est forgée selon la technologie conventionnelle jusqu'aux dimensions et forme nécessaires.

Donc, l'utilisation du procédé technologique à refroidissement rationnel pour le corroyage a permis de réduire sensiblement la durée et la quantité de travail nécessaire pour la fabrication des pièces forgées, d'exclure les opérations d'aplatissement intermédiaire et de réchauffage, de libérer des presses puissantes utilisées pour l'aplatissement, d'améliorer la qualité du métal quant à sa macrostructure sans compromettre les propriétés de résistance et de plasticité du métal d'une pièce forgée.

Refroidissement au cours des opérations de finition. Le contrôle de la température de la surface d'une pièce forgée aux étapes finales du procédé technologique a démontré sa répartition selon les éléments de la forme représentée à la figure 3.9. La comparaison des va-

leurs de la résistance à la déformation en fonction de la température et des valeurs des réductions et des déplacements longitudinaux a révélé les conditions défavorables de déformation dans la région marquée par les points sur la figure 3.9. Si les déplacements et réductions sont très petits, dans cette zone se développent les contraintes de traction axiales, et la différence considérable de la résistance à la déformation du métal refroidi d'une manière non uniforme (170 MPa sur la surface, jusqu'à 12,5 MPa dans la région de congé et encore moins dans les couches profondes) rend les conditions de déformation plus sévères.

En effet, la région marquée par les points est caractérisée, sur un nombre de pièces forgées, par la présence des défauts détectés lors du contrôle par ultra-sons. Compte tenu de ceci, il est rationnel d'effectuer le brochage d'un bloc aplati jusqu'aux dimensions d'un grand gradin (bride) d'une pièce forgée et de forger ensuite les tourillons de l'arbre en éliminant des corroyages de la bride après son refroidissement. Une telle modification de la technologie a permis d'éliminer les défauts du métal, ce qui est confirmé à l'aide du contrôle par ultra-sons.

Cet exemple est caractéristique, car il démontre que la différence de température (et de la résistance à la déformation) dans la section d'une pièce forgée lors du corroyage peut s'avérer tant utile que nuisible. Dans le cas examiné, la déformation préférentielle indépendante des couches refroidies du métal a dû avoir lieu, ce qui a contribué à la friabilité de la zone axiale.

L'état de contrainte et de déformation aux opérations de finition de forge est moins important pour la qualité du métal. Mais il présente quand même de l'intérêt du point de vue du choix de la configuration optimale de l'instrument pour les pièces forgées d'une grande importance et en acier spécial.

Le faible taux de déformation au cours du corroyage de finition par des outils de forgeage plats va de pair avec l'action des contraintes de traction dans la zone axiale d'une pièce forgée (voir figure 1.3). L'état de contrainte plus favorable a lieu au cours du forgeage par les outils de forgeage combinés. Le danger d'apparition des contraintes de traction est éliminé grâce à l'emploi pour la finition des outils de forgeage découpés. Le choix des outils de forgeage doit se faire, bien sûr, en tenant compte des facteurs technologiques, par exemple, la commodité des opérations de coupe, la simplicité de remplacement des outils de forgeage pour les gradins de différent diamètre.

Chapitre 4

FABRICATION DES PIÈCES FORGÉES À PARTIR DES LINGOTS

4.1. Opérations et techniques du forgeage des pièces pleines

Toute la diversité de techniques du forgeage se traduit au fait par deux procédés, notamment, le forgeage par brochage et le forgeage à refoulage du fer de forge. On ne discutera pas ici les avantages et les défauts desdits procédés au point de vue du rendement et des paramètres technologiques puisque c'est déjà fait ci-dessus. On examinera plutôt les particularités d'écoulement du métal en fonction des conditions géométriques.

Forgeage par brochage. Ce procédé est utilisé pour obtenir les pièces forgées dont une dimension est de beaucoup supérieure aux deux autres (du type d'arbre, de plaque). L'opération de brochage est également prévue lors du forgeage de pièces en forme de disques et de petits cubes, afin de préparer au préalable la structure du fer de forge fondu, de lui donner les dimensions assurant l'augmentation du coefficient de réduction lors du refoulage ultérieur, ainsi que lors de la fabrication de plusieurs fers de forge à refouler à partir d'un seul lingot.

Ces dernières années, les méthodes de l'amélioration de qualité du métal de lingot au cours des opérations initiales du forgeage ont connu un grand progrès. Parmi ces méthodes, on trouve les diverses variantes du prérefroidissement de la surface de lingots, destiné à former un schéma de compression omnilatérale et à concentrer les déformations dans la zone axiale des fers de forge. Ces perfectionnements concernent surtout les techniques prévoyant un faible coefficient de réduction ultérieur (de 1,5 à 4,0). Le coefficient de réduction devenant plus important durant les opérations finales du forgeage exécutées par brochage, les différences de qualité du métal dues aux conditions du forgeage lors des opérations de préparation s'atténuent. C'est pourquoi le perfectionnement des techniques de brochage conserve toujours un grand intérêt pour les hommes de l'art.

L'étude de l'outil de forgeage à formes nouvelles, la détermination des réductions et avances optimales, le choix de l'intervalle thermique et du schéma technologique de forge, tout ça fait partie de la résolution de problèmes spécifiques liés aux particularités de structure des lingots en acier. Par exemple, l'écoulement, de préférence axial, du métal au cours du brochage peut provoquer une ani-

sotropie importante des propriétés mécaniques du métal de la pièce forgée.

L'essence de la formation de flux plastique au cours du forgeage consiste en écoulement du métal sur les surfaces des plus grandes contraintes tangentielles, qui se réalise sous les conditions de la formation de zones. L'effort de la machine-outil est transmis par l'outil, à travers les surfaces de contact, au fer de forge. Des autres côtés le foyer géométrique de la déformation est délimité par les surfaces libres de l'action de forces extérieures et par les parties extérieures du fer de forge qui ne sont pas déformées au moment concerné. La répartition du volume du fer de forge prescrite par les conditions de déformation se traduit par la localisation de l'écoulement préférentiel du métal sur les surfaces de cisaillement. La valeur de réductions unitaires lors du brochage dépend de plusieurs facteurs, y compris la puissance d'équipement, la ductilité de matériau du fer de forge, le taux final d'étirage, etc.

Le rôle de la valeur de réduction lors du forgeage à retournements ne se limite pas à la réalisation du but technologique consistant en obtention la plus rapide de l'étirage prescrit, cette valeur détermine également le degré du travail tridimensionnel de la structure du métal. Ainsi donc, lors du forgeage à réductions unitaires importantes, les surfaces des déformations de cisaillement maximales sont redistribuées sur la plus grande portion du foyer géométrique de déformations. Sous l'action des forces de frottement de contact une partie de volume du foyer géométrique de déformation se trouve dans les régions de déformations difficiles. A mesure que la réduction augmente, les dimensions de ces régions dans la section longitudinale du fer de forge diminuent, alors que dans la section transversale, elles d'abord augmentent et ensuite diminuent. C'est la raison pour laquelle les résultats de l'action des flux de déplacement du métal le long de l'axe du fer de forge et dans la direction de l'élargissement se révèlent différents.

Le forgeage du fer de forge carré à retournements de 90° et à faible valeur de réductions unitaires est caractérisé par un écoulement plus faible dans le sens de l'élargissement par rapport au déplacement longitudinal du métal. Dans la section transversale du fer de forge les particules de métal se déplacent suivant des trajectoires curvilignes variant faiblement d'un corroyage à l'autre.

Sous l'action du frottement de contact, les parties du volume de métal qui se trouvent dans les régions de déformations difficiles se déplacent suivant ces trajectoires une fois sur deux, tandis qu'un déplacement intense suivant les limites conventionnelles des régions de déformations difficiles (dans les régions diagonales) a lieu à chaque pression. Comme les régions de déformations difficiles et les surfaces latérales libres échangent leur place après le retournement de 90°, les régions diagonales sont le siège des déplacements et cisail-

lements alternés. Les faibles réductions lors du forgeage provoquent une localisation de l'écoulement préférentiel sous la forme d'une croix de forgeage. En plus des contraintes locales excessives, d'un dégagement de chaleur élevé et d'une éventualité de stratifications du métal, une telle distribution de déformations entraîne un travail insuffisant de la structure dans le reste du volume du fer de forge.

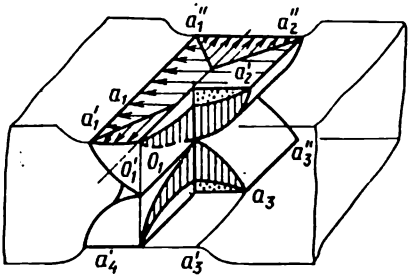


Fig. 4.1. Surfaces des plus grands cisaillements dans le foyer de déformation lors du corroyage unitaire avec les outils de forgeage plats

Un avantage du brochage à réductions unitaires importantes est constitué par une diminution de dimensions absolues de la région initiale de déformations difficiles lors du corroyage après le retournement de 90°. On observe une augmentation correspondante du volume du métal où se propagent les surfaces de cisaillements et où les zones du travail efficace du métal par les déformations de cisaillement couvrent une grande partie de la section du fer de forge.

En cas général du corroyage unitaire d'une bande par des outils de forgeage plats, il se forme, dans le foyer de déformation, deux paires de surfaces des plus grands cisaillements (fig. 4.1):

1) $a_1'a_1'' - O_1'O_1'' - a_3'a_3''$ et $a_2'a_2'' - O_1'O_1'' - a_4'a_4''$,
2) $a_1'a_2' - O_1 - a_4''a_3''$ et $a_1''a_2'' - O_1 - a_4'a_3'$.

La superficie de la première paire de surfaces est plus développée, c'est-à-dire que la localisation des déformations de cisaillement sur ces surfaces est inférieure; par ailleurs, elles ne présentent pas d'altérnance d'écoulement du métal. Autrement dit, la première paire de surfaces de cisaillement est moins exposée aux conséquences indésirables (telles que la formation de la croix de forgeage). La seule ligne appartenant à ces surfaces, à laquelle les déplacements alternés lors du forgeage à retournement de 90° apparaissent, c'est $O_1' - O_1 - O_1''$ (voir la figure 4.1, le point O_1'' se trouve à la surface arrière).

La localisation de l'écoulement alterné de métal est due à la formation de zones et aux opérations alternantes (par exemple, le corroyage à retournements ou le mouvement de va-et-vient du fer de forge le long de son axe).

Il est possible d'obtenir une diminution de la région de déformations difficiles dans la section transversale du fer de forge et une diminution de la localisation de l'écoulement de métal sur la surface de cisaillement de la deuxième paire (voir la fig. 4.1) par une réduc-

tion de la surface de contact initial de l'outil avec le fer de forge, suivie d'une variation de cette surface. Ce problème peut également être résolu au moyen du brochage par des outils de forgeage à surface utile convexe dans la section transversale (fig. 4.2). Dans ce cas,

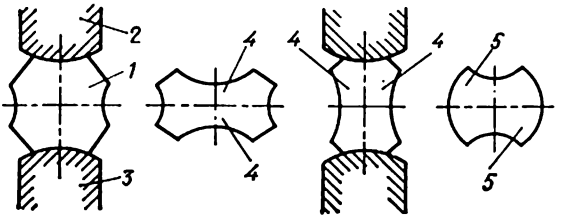


Fig. 4.2. Schéma de corroyages avec les outils de forgeage à section transversale convexe :

1, fer de forge de départ ; *2*, *3*, outils convexes ; *4*, *5*, fer de forge après la première et la deuxième passes respectivement

l'écoulement du métal est efficacement régi grâce à la localisation du contact initial et à la forme obtenue du fer de forge. Il paraît possible, après le retournement de 90°, de régénérer les éléments de la forme de pièce forgée, c'est-à-dire que les surfaces latérales deviennent concaves, à partir du côté de corroyage. Le procédé de forgeage est alors accompagné de contraintes de compression latérales supplémentaires et de concentration des déformations dans la section moyenne suivant la hauteur dont la surface est plus petite.

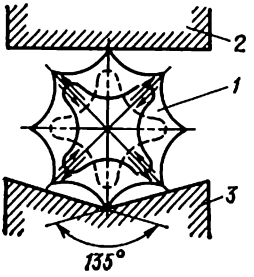


Fig. 4.3. Régions de déformation lors du forgeage par les outils combinés :

1, fer de forge ; *2*, outil de forgeage supérieur plat ; *3* outil de forgeage inférieur à découpes

La variation des dimensions de la section transversale du lingot de forge octogonal lors du brochage à l'aide d'outils de forgeage combinés avec des retournements de 90° et de 45° permet de conserver au cours du forgeage la forme octogonale de l'ébauche. Cela permet de régir l'écoulement de métal sans localisation considérable des plus grandes déformations de cisaillement dans la zone de la croix de forgeage (fig. 4.3). Le premier cycle consiste en quatre corroyages avec des retournements de 90° dans un même sens (par exemple, dans le sens des aiguilles d'une montre). Ensuite, on met le lingot sur l'arête adjacente à l'arête de référence (autrement dit, on le retourne de 45°) et on réalise le deuxième cycle, c'est-à-dire quatre corroyages avec des retournements de 90° dans le sens opposé à celui du premier cycle (contre les aiguilles d'une montre). Les deux cycles constituent donc une phase complexe de brochage. Lesdits cycles terminés,

le lingot est déplacé dans le sens axial, on répète deux cycles de forgeage, et ainsi de suite, jusqu'à la fin du passage suivant la longueur du lingot. Le forgeage final s'effectue avec des angles de retournements plus petits.

Les procédés précités de forgeage utilisent l'outil de forgeage à front rectiligne qui crée une frontière rectiligne entre les parties forgée et non forgée et provoque l'apparition des surfaces des plus grands cisaillements avec les génératrices rectilignes (voir, par exemple,

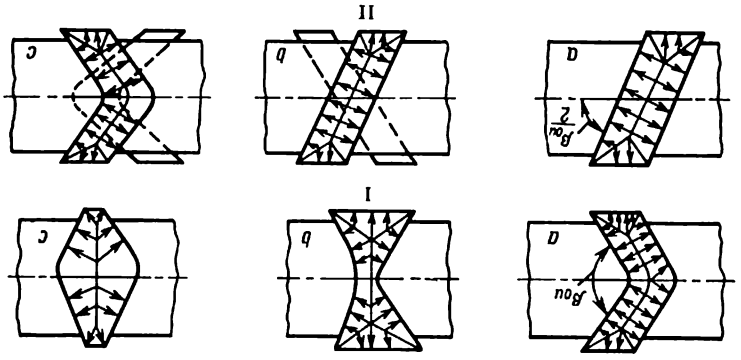


Fig. 4.4. Outils de forgeage à front non rectiligne (*I*) et asymétrique par rapport à l'axe longitudinal (*II*) ; β_{ou} est l'angle d'inclinaison des surfaces utiles de l'instrument déformant

fig. 4.1, ligne $a_1' - a_1 - a_2''$). Une déconcentration de la déformation par augmentation de l'aire de surfaces des plus grands cisaillements peut être obtenue par un agrandissement de la longueur de front des outils de forgeage. On y arrive, en utilisant les outils de forgeage à front non rectiligne. Dans ce cas, les limites du foyer géométrique de déformations s'avèrent plus développées (fig. 4.4) que lors du brochage par outils de forgeage plats usuels à front rectiligne.

Le changement du front des outils de forgeage entraîne une redistribution de la déformation non seulement sur la première paire de surfaces de cisaillement. L'orientation diverse et la valeur variée des plus courtes normales des lignes neutres du foyer géométrique de déformations provoquent des variations considérables de la configuration de la deuxième paire des surfaces de cisaillements.

Les schémas de la figure 4.4 sont caractéristiques des outils de forgeage plats à un front symétrique par rapport à l'axe longitudinal du fer de forge (à l'exception des schémas *II*, *a* et *II*, *b*), et l'on estime que les outils de forgeage supérieur et inférieur ont les mêmes forme et disposition réciproque. En général, on peut choisir à titre de paramètres variables de l'outil étudié la courbure des éléments

de front et leur périodicité, et il est alors avantageux de réaliser le procédé de forgeage de telle manière que les deux fronts des outils (le front avant et le front arrière) soient utilisés au cours du forgeage.

Une comparaison des schémas *I*, *b* et *I*, *c* de la figure 4.4 permet de constater qu'il existe, pour chaque type d'outil, une différence insignifiante de la nature de champ des plus courtes normales au cas d'un front ondulé. Par ailleurs, il est également possible d'obtenir une augmentation de la longueur de front des outils de forgeage (et un développement de la superficie de surfaces des plus grands cisaillements) avec la frontière rectiligne, si cette dernière est disposée par rapport à l'axe longitudinal du fer de forge sous un angle autre que 90°.

Dans tous les cas, il est nécessaire de tenir compte de la nature de l'état de contrainte, dépendant de la configuration du front des outils de forgeage. Ainsi, les outils de forgeage de la figure 4.4 assurent des contraintes de compression supplémentaires dans la zone axiale du fer de forge dues à un élargissement difficile près des surfaces libres et à une plus grande valeur des déplacements prescrits dans sa partie centrale. Lors du forgeage à recouvrement des frontières d'avances par les outils de forgeage (fig. 4.4, schéma *I*, *a*), un tel caractère d'écoulement du métal est conservé quel que soit le sens de l'avance.

Au point de vue de la configuration du front, on peut considérer les outils de forgeage à découpes comme ceux à front non rectiligne dans le plan coïncidant lors du forgeage avec la section transversale de l'ébauche.

Les exemples qui suivent sont destinés à montrer l'efficacité de tel ou tel procédé de redistribution de la localisation de déformations de cisaillement au cours du forgeage.

Exemple 1. Deux lingots en acier de nuance 30ХГСА ayant une masse de 1,5 t sont forgés sur une presse hydraulique à vapeur avec un effort de 8 MN; le corroyage est effectué en conformité avec le schéma: octogone-plaque-carré. L'un des lingots est forgé par les outils de forgeage convexes, et l'autre, par les outils plats. On a maintenu les corroyages identiques suivant le parcours de la presse pour les deux lingots. Le coefficient de réduction est de 2,4 à 2,5 pour la section plus grande et de 6 pour la section plus petite. Le forgeage par les outils convexes est effectué jusqu'aux sections dont la valeur est la plus proche possible des valeurs finales pour que les corroyages ultérieurs par les outils plats soient minimaux.

Les études des pièces forgées ainsi obtenues ont démontré que la ségrégation extra-axiale conserve, à la section plus petite de la pièce forgée n° 1, une forme essentiellement carrée, et est disposée, dans la pièce forgée n° 2, suivant la croix de forge.

On observe en plus dans la pièce n° 2 forgée à l'aide d'outils plats, une grande irrégularité zonale et locale de déformation (tableau 4.1). La comparaison quantitative de l'irrégularité de déformation est faite sur les longueurs des éléments délimitant le carré de ségrégation.

Le tableau 4.1 montre que l'irrégularité zonale sommaire de déformation suivant les sections de la pièce n° 1 forgée par les outils de forgeage convexes est environ 4 fois inférieure à celle de la pièce n° 2 forgée par les outils de forgeage

Tableau 4.1

Irrégularité de déformation dans les pièces forgées, p. cent

Indices d'irrégularité de déformation *	Pièce forgée n° 1		Pièce forgée n° 2	
	Coefficient de réduction de 2,5	Coefficient de réduction de 6	Coefficient de réduction de 2,5	Coefficient de réduction de 6
λ_1	—1,8	9,4	—7,7	31,0
ζ_1	4,3	8,5	3,5	32,0
λ_2	—3,6	12,5	—15,0	57,0
ζ_2	9,0	15,0	6,7	63,0

* λ_1 et ζ_1 sont les indices d'irrégularité de déformation zonale sommaire par rapport aux axes de symétrie horizontal et vertical de la section transversale des pièces forgées ; λ_2 et ζ_2, les mêmes indices pour l'irrégularité locale.

plats. On observe le même rapport en comparant l'irrégularité locale de déformation dans la région de carrés de ségrégation.

Lorsque le coefficient de réduction croît de 2,3 à 6, l'irrégularité zonale sommaire de déformation augmente d'environ 2 fois pour le forgeage par les outils convexes et de 4 fois pour le forgeage par les outils plats. Dans la région du carré de ségrégation l'irrégularité de déformation s'accroît de 2 fois dans le premier cas, et de 10 fois dans le deuxième cas.

En état recuit, les caractéristiques de résistance σ_{ec} et σ_R étant identiques, les caractéristiques de plasticité δ et ψ sont plus élevées dans la zone axiale de la pièce forgée n° 1. Après le traitement thermique, les différences entre les pièces forgées s'accentuent : non seulement les caractéristiques de plasticité, mais également celles de résistance de la pièce forgée n° 1 sont plus élevées.

Parallèlement à une élévation générale de propriétés mécaniques, le forgeage par les outils convexes réduit l'anisotropie des propriétés plastiques (surtout du rétrécissement).

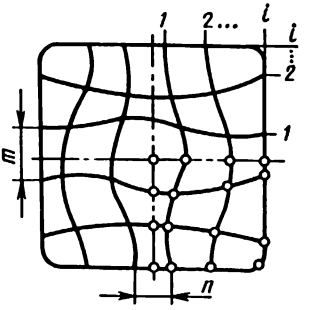


Fig. 4.5. Vue schématique du réseau de coordonnées déformé

Exemple 2. Deux lingots en acier de nuance 40XH ayant une masse de 1,5 t sont forgés sur une presse hydraulique à vapeur avec un effort de 8 MN pour obtenir des pièces forgées présentant un diamètre de 300 mm et une longueur de 1800 mm, le coefficient de réduction étant de 2,7. La première pièce forgée n'est retournée que de 45° (et moins, lors de la finition), tandis que la deuxième pièce subit les retournements selon le régime décrit ci-dessus (3 ×90°-45°-3 × 90°).

En état recuit, les caractéristiques de résistance σ_{ec} et σ_R et de viscosité K_{IC} des deux pièces forgées se distinguent dans les limites de dispersion statistique d'essais. Toutefois, dans la zone axiale des sous-masselottes la résilience K_{IC} présente une différence notable tant en valeur qu'en régularité de distribution.

Après le perfectionnement thermique, les propriétés correspondantes (compte tenu du facteur de trempabilité des pièces forgées pleines et des disques

échancrés) de la deuxième pièce forgée sont supérieures non seulement dans la zone axiale, mais également suivant toute sa section. Il s'est révélé que l'anisotropie en résilience des éprouvettes longitudinales et tangentielles des pièces étudiées varie en fonction du schéma de brochage, notamment de l'alternance des angles de retournements : chez la deuxième pièce forgée elle a diminué de 30 %.

Exemple 3. Deux fers de forge en plomb de section de départ de 40 × 40 mm munis des réseaux de coordonnées dans les sections transversales sont forgés par les outils de forgeage plats présentant un front rectiligne et non rectiligne (voir la figure 4.4.). L'avance de forgeage est de 1,0, la réduction de 25 %, le nombre de retournements 10 et le coefficient de réduction global de 1,8.

La croix de forgeage dans la section transversale de l'un des fers de forge a résulté du forgeage par les outils usuels à front rectiligne. La distribution de déformations dans la section transversale du second fer de forge est plus régulière (fig. 4.5, tabl. 4.2).

Tableau 4.2

Comparaison d'irrégularité de la déformation dans les sections transversales des fers de forge (p. cent)

Numéro de la maille *	Direction horizontale			Direction verticale		
	Désignation du sommet de réseau	Front des outils de forgeage		Désignation du sommet de réseau	Front des outils de forgeage	
		rectiligne	non rectiligne		rectiligne	non rectiligne
1	n_1^{1-1}	34,5	5,7	m_1^{1-1}	29,0	1,5
2	n_2^{1-1}	30,4	—1,4	m_2^{1-1}	38,8	3,0
3	n_3^{1-1}	6,2	—1,6	m_3^{1-1}	12,0	—21,3
4	n_4^{1-1}	19,3	12,8	m_4^{1-1}	21,9	—7,6
5	n_1^{2-2}	25,9	7,8	m_1^{2-2}	18,7	1,5
6	n_2^{2-2}	41,6	11,3	m_2^{2-2}	42,0	11,4
7	n_3^{2-2}	7,6	2,8	m_3^{2-2}	22,3	—2,3
8	n_4^{2-2}	16,2	0	m_4^{2-2}	26,5	4,6
9	n_1^{3-3}	5,8	0,9	m_1^{3-3}	4,0	3,0
10	n_2^{3-3}	11,7	—1,4	m_2^{3-3}	15,3	9,6
11	n_3^{3-3}	5,1	2,4	m_3^{3-3}	16,3	8,6
12	n_4^{3-3}	10,8	—4,8	m_4^{3-3}	11,5	8,1
13	n_1^{4-4}	6,9	1,3	m_1^{4-4}	2,5	0
14	n_2^{4-4}	7,9	—3,2	m_2^{4-4}	4,9	1,5
15	n_3^{4-4}	—4,6	—1,0	m_3^{4-4}	2,5	1,5
16	n_4^{4-4}	—1,0	—5,0	m_4^{4-4}	2,5	1,1

* On a réalisé le traitement des réseaux de coordonnées et le calcul d'irrégularité de déformation pour 16 mailles du réseau (m_i^{j-j}, m_j^{i-i}, où $i = 1, 2, 3, 4$; $j = 1, 2, 3, 4$, voir la figure 4.5).

La déconcentration des déformations de cisaillement obtenue grâce au forgeage avec les outils à front non rectiligne a permis de réduire de 3 à 4 fois l'irrégularité de déformations suivant tout le champ. Par ailleurs, l'irrégularité dans certaines régions de la section transversale est devenue de 10 à 30 fois inférieure. Il est évident que, le coefficient de réduction global restant le même, la diminution de la localisation de déformations de cisaillement dans la région de la croix de forgeage est accompagnée d'une augmentation du travail du métal dans les autres portions de la section, notamment, dans les régions de déformations difficiles. On obtient ainsi une possibilité tout à fait réelle de diminuer la réduction moyenne de la pièce forgée pour obtenir les propriétés mécaniques nécessaires et un bon travail de la structure coulée de départ.

Forgeage par refoulage. Lorsque le refoulage représente une opération de mise en forme, il est nécessaire de l'appliquer en tenant compte du schéma correspondant d'écoulement du métal et des particularités de structure du lingot de forge employé.

Les techniques classiques de forgeage avec refoulage prévoient un corroyage par des plateaux plats pour créer le schéma principal d'écoulement du métal. Le volume du fer de forge présente alors une irrégularité considérable de déformation et, par conséquent, une hétérogénéité de structure, de propriétés mécaniques et de qualité du métal. On perfectionne ce schéma technologique afin d'améliorer le travail du métal dans les zones d'about de la pièce forgée, d'assurer le serrage et le ressoudage des défauts de retrait du métal coulé.

En particulier, le travail des zones d'about est amélioré par l'utilisation pour le refoulage des plateaux convexes, et l'élimination des imperfections de la structure coulée est assurée grâce à un schéma plus rigide de l'état de contrainte. D'après l'une des variantes de ladite technique, le lingot chauffé à la température de forgeage est amené à la presse pour réaliser les opérations de préforgeage sans ébauchage, c'est-à-dire le sertissage du tourillon, la coupe de l'extrémité opposée du fer de forge. Durant ces opérations, le lingot est refroidi à sa surface; on réalise le rechange de l'outil de forge pour le refoulage. Celui-ci est effectué lorsque la température à la surface du lingot atteint la valeur correspondant à la limite inférieure de la température de forgeage.

On place le lingot à tourillon serti dans le plateau inférieur de refoulage et on le refoule avec un outil de forgeage conique (figure 4.6).

Le plateau de refoulage conique sollicite de préférence la région axiale du lingot dont les couches superficielles refroidies exercent une pression latérale considérable. L'augmentation de la rigidité de l'état de contrainte de compression est en plus accentuée grâce à la présence du nervurage.

Durant ces opérations le tourillon se refroidit. Pour cette raison, la résistance à la déformation du métal dans le tourillon devient de beaucoup supérieure à celle des couches axiales internes. C'est pourquoi, pendant le refoulage par les plateaux plats qui suit, le tourillon joue le rôle d'un instrument développant une action de force con-

centrée sur la zone axiale du lingot du côté de tourillon. De cette manière, le tourillon refroidi remplace le plateau inférieur de refoulage spécial.

Les opérations de refoulage terminées, on amène le lingot pour le réchauffage, et puis on forge les nervures. Les cavités coniques se rectifient alors. La coupe du tourillon et le refoulage final du lingot sont effectués sur les plateaux plats, jusqu'à un taux final requis de déformation. L'emploi de ce procédé pour le forgeage des lingots en acier inattaquable permet d'obtenir des pièces forgées sans macrodéfauts.

	Température, °C	
	Début du forgeage	Fin du forgeage
	1120-1150	—
	920-950	900
	1120-1150	900
⌀ de l'ébauche	1120-1150	900

Fig. 4.6. Refoulage des lingots avec l'outil de forgeage conique

Pour le serrage de la zone axiale du métal coulé, il est possible d'appliquer l'effet de la pression exercée par les surfaces latérales concaves. Le lingot préparé à l'ébauchage (avec le tourillon serti) est corroyé afin que sa surface latérale ait la forme d'un tonneau concave (figure 4.7). Lors du refoulage ultérieur du lingot, sa zone axiale moyenne en longueur se trouve en état accentué de contrainte de compression tridimensionnelle. Après le refoulage, les surfaces latérales de l'ensemble deviennent proches de la forme cylindrique. Les contraintes de traction dans les couches extérieures diminuent alors considérablement, à la différence des conditions apparaissant lors du refoulage d'une ébauche cylindrique avec formation d'un tonneau convexe.

Le schéma de l'état de contrainte et de déformation lors du refoulage de fers de forge à surface latérale concave se révèle favorable également pour le serrage de défauts axiaux au début de déformation, sans obtenir des coefficients de réduction globaux importants.

En général, dans les travaux de forge on emploie pour le refoulage les plateaux concaves sphériques. La partie centrale par rapport à l'axe du bloc refoulé est alors plus déformée que les zones adjacentes aux plateaux de refoulage. Si une telle distribution des déformations n'est pas visée, une amélioration du travail des parties du volume de

l'ébauche disposées près des surfaces d'about peut être obtenue grâce à l'utilisation d'outils de forgeage spéciaux : plateaux de refoulage (figure 4.8).

Une telle structure des outils de forgeage à surface utile combinée assure le travail des zones adjacentes aux abouts de la pièce forgée au début du procédé de refoulage, et ensuite permet d'effectuer également un corroyage de la région centrale de la pièce forgée dans les conditions de l'état de contrainte de la compression omnilatérale. L'application desdits outils de forgeage assure le travail successif du métal dans tout le volume du fer de forge, ainsi que l'amélioration des propriétés mécaniques et l'égalisation de celles-ci dans tout le volume du produit qui en résultent.

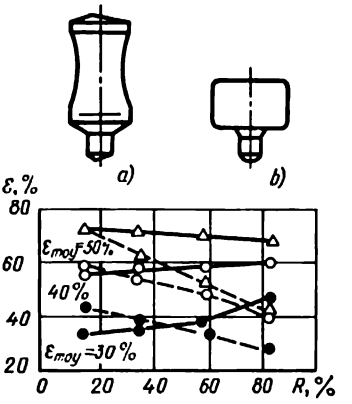


Fig. 4.7. Schéma de refoulage avec ébauchage à la surface latérale concave et répartition de déformations dans la section transversale ; ε_{moy} est le degré moyen de réductions stade par stade :

a, fer de forge avant le refoulage ; *b*, fer de forge après le refoulage ; ——— fer de forge à surface latérale concave ; - - - - - fer de forge cylindrique

Aux cas où le refoulage n'est pas directement destiné à la mise en forme, sa nécessité doit être évaluée compte tenu du schéma d'écoulement du métal lors du brochage et du refoulage, ainsi que des modifications de structure se réalisant alors dans le lingot.

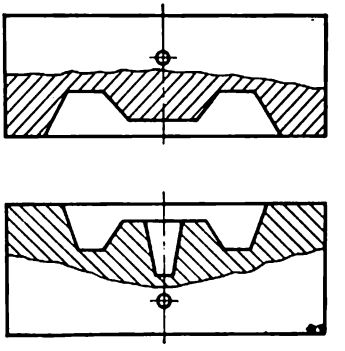


Fig. 4.8. Outils de forgeage pour le refoulage

Les recherches effectuées pour les aciers de construction ont montré que la forme d'inclusions non métalliques, telles que sulfures, a une influence considérable sur les propriétés de ductilité du métal des pièces forgées suivant des schémas différents. Lors du refoulage du métal, la forme initialement globulaire des sulfures se modifie, et le sulfure se transforme en ellipsoïde à deux axes longs et un axe court. Lors du forgeage par brochage, les sulfures forment des ellipsoïdes à deux petits axes et à troisième axe allongé dans le sens du brochage. Trois lingots en acier de nuance 40X de 2,8 t sont forgés, l'un par refoulage, le second par brochage, et le troisième est soumi à l'étude de la forme de sulfures et des propriétés mécaniques du métal en état coulé. On a découpé dans le métal d'essai des plaques et

ensuite des éprouvettes dans trois directions réciproquement perpendiculaires (longitudinale, radiale et tangentielle) dans les points de section les plus caractéristiques (suivant les zones du lingot et les régions de déformations dues au refoulage et au brochage).

Le traitement de coupes micrographiques en conformité avec leur orientation tridimensionnelle dans les pièces forgées a démontré que les sulfures sont très allongés dans les directions radiale et tangentielle dans la pièce forgée refoulée et que l'aire de leur section vive est augmentée sur les coupes longitudinales.

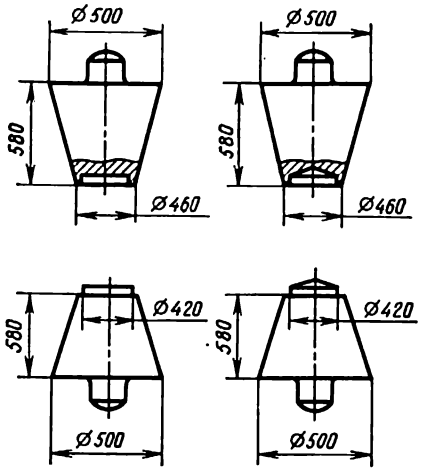


Fig. 4.9. Fers de forge pour le soudage à la forge

L'étude des propriétés mécaniques des éprouvettes en fonction de la forme et de la répartition des sulfures, faite au cours des essais de rupture et de choc, montre que l'influence de la forme des sulfures sur les propriétés est plus importante dans la direction longitudinale (la striction ψ suivant les zones caractéristiques diminue de 44 à 17 %), un peu inférieure dans la direction radiale (ψ diminue de 56 à 31 %) et insignifiante dans la direction tangentielle (ψ diminue de 56 à 47 %). La modification correspondante de la forme de sulfures à la coupe, autrement dit, le rapport de la plus grande dimension à la plus petite, est de 1,2 à 7.

Les propriétés mécaniques de la pièce forgée seulement par brochage à coefficient de réduction identique dépendent moins de l'orientation des éprouvettes dans le métal de ladite pièce. La réduction de la section vive des sulfures due au schéma de l'écoulement longitudinal du métal a entraîné une diminution de leur influence sur l'anisotropie des propriétés mécaniques du métal. Le soudage à la forge par refoulage est une des voies prometteuses de la fabrication des fers de forge de grandes dimensions. L'assemblage le plus fiable de parties séparées est obtenu grâce au forgeage par refoulage avec raccordement dans le plan équatorial. La préparation de la zone de soudage dans le cas de produits de grandes dimensions se fait en deux étapes : 1) un contact serré des surfaces à souder et 2) la création des conditions thermiques optimales de diffusion dans la couche frontière à relier. Les résultats de cette deuxième étape dépendent à un degré élevé de l'efficacité des opérations de la première étape.

La qualité du soudage à la forge est considérablement améliorée s'il y a des déformations de cisaillement sur la surface de raccordement. Dans le cas de pièces forgées axisymétriques, cette condition est remplie si les surfaces à raccorder présentent des éléments inclinés et séparés des jeux (figure 4.9). De tels jeux provoquent les déformations de cisaillement qui améliorent considérablement la qualité du soudage à la forge.

Les surfaces de propriétés mécaniques. Les informations sur la transformation des éléments de structure macrographique du lingot

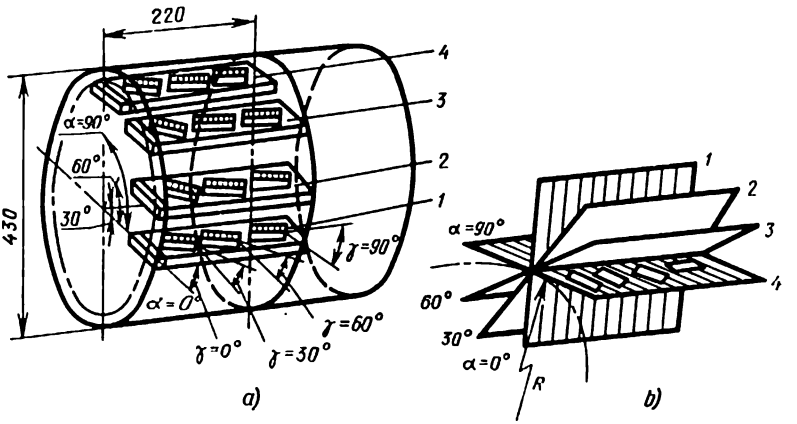


Fig. 4.10. Schéma de découpage des éprouvettes testées:
a, orientation des éprouvettes dans le disque-coupon (α, γ sont les angles d'inclinaison de l'axe d'éprouvettes par rapport au rayon *R* de fer de forge dans les plans longitudinal et transversal); *b*, orientation de plaques longitudinales par rapport à l'axe de fer de forge; *1* à *4*, plaques longitudinales

sous l'action de deux schémas d'écoulement simples: celui de refoulage et celui de brochage par outils plats, servent de données de départ pour tracer les schémas d'écoulement du métal au cours des procédés de forge. L'évaluation quantitative de l'efficacité de tel ou tel schéma d'écoulement du métal peut être réalisée à l'aide d'essais des propriétés mécaniques des éprouvettes orientées dans des directions différentes.

Le schéma de coupe des éprouvettes testées (figure 4.10) permet d'utiliser les méthodes de la statistique mathématique afin de réaliser une évaluation objective des propriétés du métal en se basant sur de petits échantillonnages.

Il est nécessaire, à ces fins, de déterminer le type de la surface portant les extrémités des rayons vecteurs de propriétés mécaniques du métal (par exemple, ψ).

L'équation générale de la surface du deuxième ordre se présente comme suit:

$$a_{11}x^2 + a_{12}xy + a_{13}xz + a_{14}x + a_{22}y^2 + a_{23}yz + a_{24}y + a_{33}z^2 + \\ + a_{34}z + a_{44} = 0.$$

Le minimum de l'erreur moyenne quadratique approche l'ensemble prescrit des données expérimentales par définition des coefficients de l'équation. Pour fixer les idées, on pose $a_{44} = 1$. Pour décrire les valeurs probables de a_{ij}, on détermine le minimum de la fonctionnelle

$$\Phi = \sum_k f_k^2 (x_k, y_k, z_k),$$

où $f_k (x_k y_k z_k) = \varepsilon_k$ représentant l'erreur pour le k-ième lot de données expérimentales.

Dans le point du minimum de la fonctionnelle Φ

$$\frac{\partial \Phi}{\partial a_{11}} = 0;$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial a_{22}} = 0;$$

$$\cdots\cdots$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial a_{34}} = 0$$

ou bien sous la forme développée

$$\frac{\partial \Phi}{\partial a_{11}} = \sum_k x_k^2 x_k^2 a_{11} + \sum_k x_k^2 x_k y_k a_{12} + \sum_k x_k^2 x_k z_k a_{13} + \sum_k x_k^2 x_k a_{14} + \\ + \sum_k x_k^2 y_k^2 a_{22} + \sum_k x_k^2 y_k z_k a_{23} + \sum_k x_k^2 y_k a_{24} + \sum_k x_k^2 z_k^2 a_{33} + \\ + \sum_k x_k^2 z_k a_{34} + \sum_k x_k^2 \cdot 1 = 0;$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial a_{22}} = \sum_k x_k^2 y_k^2 a_{11} + \sum_k y_k^2 x_k y_k a_{12} + \sum_k y_k^2 x_k z_k a_{13} + \sum_k y_k^2 x_k a_{14} + \\ + \sum_k y_k^2 y_k^2 a_{22} + \sum_k y_k^2 y_k z_k a_{23} + \sum_k y_k^2 y_k a_{24} + \sum_k y_k^2 z_k^2 a_{33} + \\ + \sum_k y_k^2 z_k a_{34} + \sum_k y_k^2 \cdot 1 = 0;$$

$$\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots$$

On obtient dans le cas présent un système de neuf équations à neuf inconnues $a_{11}, a_{12}, \ldots, a_{34}$, dont la solution, si elle existe et est unique, correspond aux conditions déterminées.

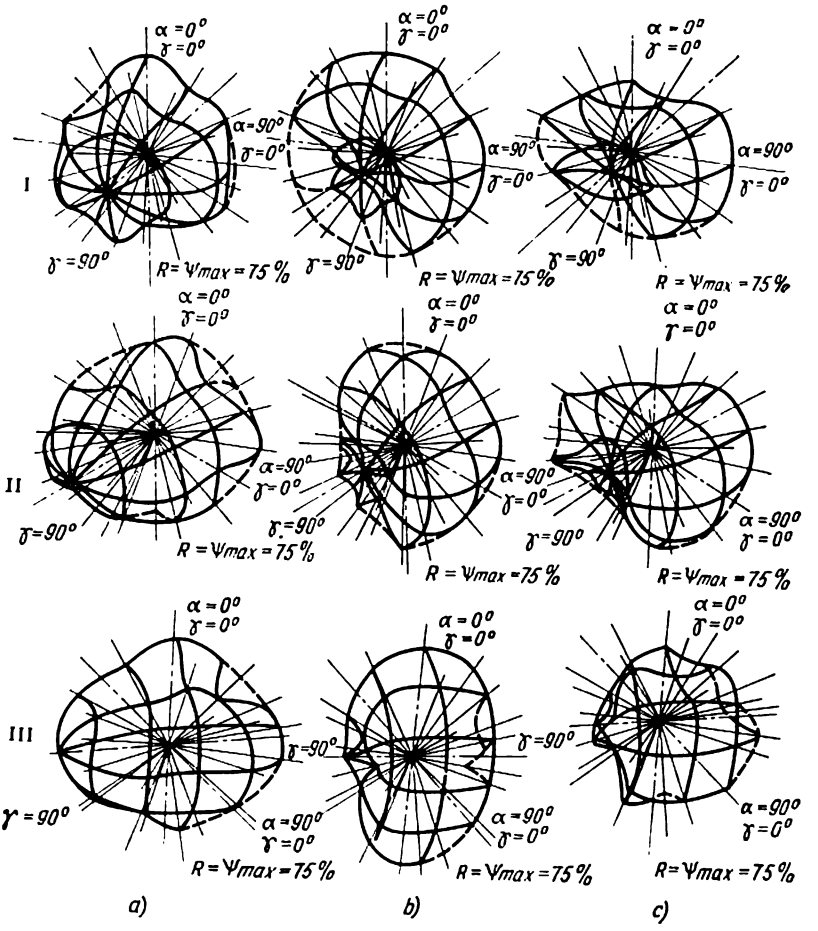


Fig. 4.11. Surfaces de propriétés mécaniques du métal :
a, après l'ébauchage ; *b*, après l'ébauchage et le refoulage ; *c*, après l'ébauchage, le refoulage et l'élargissement ; *I* à *III*, projections des surfaces

Les coefficients a_{ij} obtenus définissent la surface du deuxième ordre. Pour déterminer le type de ladite surface, on calcule les invariants I, II et III.

Si l'on connaît les équations des surfaces de propriétés mécaniques du métal de pièces forgées, il est possible de calculer les valeurs de propriétés mécaniques pour n'importe quelle direction voulue, d'évaluer l'anisotropie et de définir l'influence d'une combinaison de schémas d'écoulement simples. Par exemple, trois lingots en acier de nuance 12X18H10T résistant à la corrosion ayant une masse de

2,5 t sont forgés par les techniques identiques en vue d'étudier les propriétés pendant trois stades : 1) après l'ébauchage ; 2) après l'ébauchage et le refoulage ; 3) après l'ébauchage, le refoulage, l'ajourage et l'élargissement.

En confrontant les surfaces obtenues de propriétés plastiques du métal (figure 4.11), on aboutira aux conclusions suivantes :

1) les meilleures propriétés plastiques sont obtenues pour la pièce ébauchée sur les éprouvettes axiales (ψ = 75 %), et les pires propriétés, sur les éprouvettes radiales (ψ = 50 %) ;

2) les meilleures propriétés plastiques pour la pièce forgée refoulée sont obtenues sur les éprouvettes radiales (ψ = 64 %) ;

3) pour la pièce forgée, qui a subi l'opération d'élargissement, les meilleures propriétés plastiques sont obtenues sur les éprouvettes tangentielles (ψ = 65 %), et les pires, sur les éprouvettes axiales (ψ = 35 %).

Il devient évident, après l'analyse ultérieure de la forme des trois surfaces, que pour améliorer les propriétés mécaniques du métal, il est avantageux de réduire le degré de refoulage et, en ce qui concerne l'opération de l'élargissement, d'assurer les conditions du forgeage excluant l'action des contraintes de traction.

L'augmentation du rendement métallurgique. La puissance toujours croissante de grandes machines d'usage important a provoqué la nécessité d'augmenter la masse de lingots pour obtenir les pièces forgées appropriées. Cependant, l'augmentation de la masse de lingot entraîne une altération considérable de sa qualité. C'est pourquoi l'augmentation du rendement métallurgique en vue d'augmenter la masse de pièces forgées devient l'un des buts d'importance primordiale du forgeage pour les constructions mécaniques.

Un schéma technologique type du forgeage de colonne de la presse à partir d'un lingot de masse 242 t, adopté en Tchécoslovaquie, permet d'obtenir une pièce forgée de 140 t, ce qui signifie que le rendement métallurgique est de 58 %. Cependant, cette technique ne comporte pas d'opération d'aplatissement prévue pour les pièces forgées d'usage important.

Selon les données publiées à l'étranger, le rendement métallurgique lors du forgeage d'ébauches des arbres de turbogénératrices à partir d'un lingot de masse 45 t fut de 48 %. Ces données correspondent au niveau de l'utilisation de métal lors du forgeage de telles pièces et peuvent être qualifiées de typiques pour les techniques de forgeage des produits d'usage important.

On arrive, grâce à l'introduction de nouveaux procédés perfectionnés de forgeage, à diminuer la quantité de travail nécessaire pour la fabrication de pièces forgées. Toutefois, les opérations secondaires limitent l'augmentation du rendement métallurgique, même pour des régimes de déformation relativement perfectionnés.

Par ailleurs, il est possible d'augmenter le rendement métallur-

gique grâce à une amélioration du lingot lui-même. Ainsi, en France on put relever jusqu'à 60 % le rendement métallurgique, en utilisant lors du forgeage d'un arbre de rotor de la turbine un lingot à 24 faces de 190 t de masse en acier traité par le vide. Un tel résultat positif est dû à l'utilisation du lingot d'une meilleure qualité et dont la forme s'approche de celle d'une pièce forgée ébauchée (le lingot à 24 faces au lieu du lingot classique octogonal). Cette méthode a permis de réduire le temps d'ébauchage du lingot et de chauffage correspondant après celui-là. Les chutes de coupe ont été de 14 % du côté du dessous et de 18 % du côté de la masselotte, les pertes au feu ont été de 7,7 %.

Ce résultat n'est pas dépassé dans la pratique. Cependant, le métal traité par le vide assure une possibilité éventuelle d'élever encore plus le coefficient d'utilisation du métal. Compte tenu de la meilleure qualité du métal de lingot traité par le vide dans sa partie de dessous comparé au métal de sous-masselotte et de la plus grande réduction subie par ledit métal, il est avantageux d'utiliser la totalité de celui-ci et d'employer la masselotte du lingot pour le tourillon. C'est pourquoi, au cas où le travail suffisant de la partie sous-masselotte du lingot est assuré, il est possible de rendre la masse de partie utilisable de la pièce forgée égale à la masse du corps de lingot moins les pertes de métal au feu sous chauffage et les pertes par la coupe.

4.2. Paramètres technologiques et de déformation des outils de forgeage

L'outillage de forge est destiné essentiellement à réaliser les pièces forgées de forme prescrite et à créer le schéma requis de l'état de contrainte et de déformation du métal traité.

La plupart des configurations des pièces forgées présentant une forme de complexité moyenne sont obtenues avec les outils de forgeage plats, en variant les valeurs d'avance et les angles de retournement. Pour influencer l'état de contrainte et de déformation du métal, on modifie la valeur d'avance ou bien la largeur de l'outil de forgeage plat, les outils étroits étant employés pour la déformation de préférence longitudinale lors du brochage au mandrin ou de l'élargissement. En vue de limiter l'élargissement, ainsi que pour obtenir la compression irrégulière suivant trois axes plus prononcée, on applique les soi-disant outils à découpes et combinés (l'outil inférieur étant à découpes et l'outil supérieur plat) avec la découpe orientée longitudinalement par rapport à l'axe du fer de forge. De tels outils possèdent de nombreuses variétés définies d'après l'angle de découpe β (90, 105, 110, 120, 135°) et d'après le rayon r_d de congé de la découpe. La liaison entre les angles d'ouverture γ et de découpe β pour toutes les variétés des outils de forgeage est définie par les

relations trigonométriques suivantes :

$$\sin \beta = \cos \gamma ; \quad \beta + \gamma = \pi .$$

Ainsi, plus grand est l'angle de découpe, plus petit est l'angle d'ouverture du fer de forge concerné. La plus grande profondeur de la découpe h'_d est observée si $r_d = 0$:

$$h'_d = R_f \Big/ \sin \frac{\beta}{2} = R_f \Big/ \cos \frac{\gamma}{2} ,$$

R_f étant le rayon du fer forgé.

Si $r_d < 0$, la plus grande profondeur de la découpe (lorsque le centre de l'arrondi de découpe se trouve sur la circonférence du fer forgé R_f)

$$h'_d = R_f \Big/ \sin \frac{\beta}{2} - r_d \Big/ \sin \frac{\beta}{2} + r_d .$$

Si $r_d = R_f$,

$$h'_d = R_f .$$

La profondeur maximale de la découpe dépend des valeurs de β et R_f : β et R_f croissant, la profondeur de la découpe diminue. La profondeur de la découpe calculée selon la dimension du fer de forge à la fin de brochage R_f détermine la valeur possible de réduction lors du forgeage avec les outils décrits. Si l'on admet que la dimension du fer de forge de départ ne peut pas dépasser la largeur de la découpe : $b'_d \leqslant 2h'_d \operatorname{tg} \beta/2$, le coefficient de réduction maximal possible pour les outils à découpes est défini d'après la relation

$$K' \leqslant R_0^2 \Big/ R_f^2 \leqslant \left(h'_d \operatorname{tg} \frac{\beta}{2} \Big/ h'_d \sin \frac{\beta}{2} \right) \leqslant 1 \Big/ \cos^2 \frac{\beta}{2} .$$

Si $\beta = 90$ à $120°$, $K' = 2$ à 4.

En règle générale, plus grand est l'angle de découpe, plus grande devient la réduction possible dans les outils concernés. C'est l'avantage que présentent les outils à grand angle de découpe.

Si on utilise les outils de forgeage combinés, l'espace utile de ceux-ci augmente tant du fait de l'accroissement de la profondeur de la découpe, que grâce à l'augmentation de sa largeur. La profondeur maximale de découpe des outils combinés augmente par rapport à celle des outils à découpes d'une grandeur R_f, on a alors $h''_d = R_f/\sin(\beta/2) + R_f - r_d/\sin(\beta/2) + r_d$. Avec $r_d = R_f$, $h''_d = 2R_f$. Une croissance proportionnelle est subie également par la largeur de découpe puisque $b''_d = 2h_d \operatorname{tg} \beta/2$. Le calcul analogue pour les outils combinés donne de grandes valeurs de coefficient de réduction. Pour $\beta = 90°$, $K'' = 5{,}8$, pour $\beta = 120°$, $K'' = 13{,}0$, ce qui est environ 3 fois supérieur aux mêmes valeurs pour les outils à découpes. Ainsi, le plus grand retrait de forgeage du métal peut être

obtenu avec les outils de forgeage combinés à grand angle de découpe. Les outils à faible angle de découpe ne sont pas avantageux sous ce point de vue, étant donné qu'ils possèdent des possibilités inférieures de forgeage du métal.

Les angles d'ouverture et de découpe sont utilisés pour calculer les réductions, analyser la distribution de déformations dans la section (les formes et le contour du foyer de déformation et des zones rigides) et la nature de l'état de contrainte du métal. L'angle d'ouverture constitue d'habitude une grandeur indispensable pour le calcul de l'angle de retournement. Si celui-ci est inférieur à l'angle d'ouverture, chaque corroyage suivant recouvre le corroyage précédent. Plus grand est l'angle de découpe des outils, plus petit est l'angle d'ouverture, et l'angle de retournement diminue donc proportionnellement. De cette manière, l'augmentation de l'angle de découpe entraîne l'augmentation du nombre de corroyages pour chaque phase et la diminution du rendement de travail. Au cours du forgeage-brochage, à mesure que le diamètre de la pièce forgée diminue, on remplace les outils de forgeage (ou bien les coussinets) afin de modifier l'angle de découpe nécessaire pour assurer un étirage intense et un schéma optimal de l'état de contrainte et de déformation du métal. Si on utilise les outils de forgeage permettant de modifier l'angle de découpe au cours du forgeage, non seulement on gagne le temps nécessaire pour le changement de l'outil, mais aussi on économise l'acier pour étampes, car les coussinets supplémentaires à divers angles de découpe deviennent inutiles, et l'on obtient la possibilité d'utiliser un acier plus coûteux à meilleures propriétés.

Une analyse des conditions de déformation du métal par l'outil de forge a permis de définir encore une propriété très intéressante de l'outil de forge liée à la possibilité de rendre plus intense le forgeage du métal. Ce problème est digne d'une étude plus détaillée. Lors de la déformation du métal selon n'importe quel schéma technologique, il devient possible de déterminer, par les méthodes modernes d'analyse (telles que la méthode optique, la moire, les lignes de glissement, etc.), non seulement la forme et les dimensions du foyer de déformation, mais également les domaines, régions, plans de la plus grande déformation normale ou de cisaillement. Plus élevé est le nombre de plans de cisaillement maximal qu'on a pu assurer et plus grande est l'étendue conférée à ces plans, plus faible est la déformation pour laquelle on observe la destruction de la structure coulée, le ressoudage des non-continuités de coulée et le broyage des zones de ségrégation. Il s'agit en général non pas des plans de cisaillement, mais des surfaces de cisaillement, et au point de vue quantitatif, de la valeur spécifique de surface de cisaillement par unité de volume déformé (en cm^{-1}) :

$$S_{cis} = \sum S/V,$$

S représentant la surface sommaire de cisaillements maximaux, V étant le volume déformé, soit le volume du centre de déformation pour un corroyage unitaire.

Outillage en relief. L'outil de forgeage en relief (figure 4.12) peut être considéré en tant qu'un groupe d'outils convexes (coniques) ou bien un groupe d'outils à découpes assemblés en rangées de direction différente. Lors du corroyage au moyen d'un outil en relief, le métal est corroyé non seulement par les saillies, mais également à l'intérieur de découpes (d'encoches). Il en résulte la formation de plusieurs foyers de déformation et d'une grande surface commune de cisaillements. En réalisant la déformation au moyen d'outils en relief, il est théoriquement possible d'obtenir une très grande valeur de S_{cis}. Les outils de forgeage en relief permettent de résoudre un autre problème qui consiste en fractionnement des grosses régions de déformation difficile inévitables pendant le forgeage. Fractionnées en nombre de petites régions faiblement développées, elles entrent, pendant le corroyage ultérieur du fer de forge, dans les régions de déformations de cisaillement et la difficulté de déformation est alors complètement éliminée. En ce qui concerne la résolution de ce dernier problème, le nombre N et les dimensions de saillies et de découpes isolées dans les outils en relief peuvent être quelconques. Toutefois, pour obtenir les plans débouchants de cisaillements maximaux, il est indispensable de maintenir un rapport déterminé entre la dimension du pied de saillie b_s et la hauteur du fer de forge à la fin de déformation.

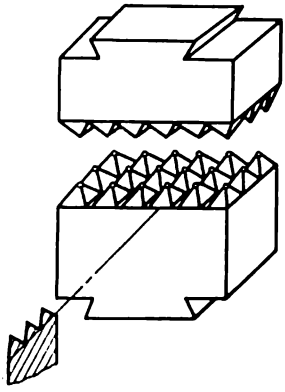


Fig. 4.12. Outil de forgeage en relief

Ce rapport des dimensions des saillies et de la hauteur de fer à la fin de corroyage montre que les saillies doivent être d'autant plus grandes que plus importante est la hauteur de la pièce forgée, vu les conditions d'obtention de la plus grande valeur de S_{cis}. Dans la pratique, la hauteur de diverses pièces forgées n'est pas la même, en outre les tronçons corroyés deviennent plus courts pendant le forgeage, ce qui rend raisonnable la création de l'outillage capable de travailler dans des conditions généralisées et ayant de ce fait les saillies présentant certaines dimensions moyennes en quantité limitée à un petit nombre N qui peut être un nombre entier quelconque. L'obtention de N saillies, ou de n rangées, ou de $n - 1$ découpes est possible lorsqu'on pratique à l'outil des découpes de profils transversal, longitudinal, diagonal ou bien biseauté, ainsi que de la forme concentrique ou curviligne ou de diverses combinaisons de cel-

les-ci. Si la frontière entre l'outil et le métal est curviligne, ce sont les surfaces de cisaillement maximal, et non les plans, qui sont formées.

Le rôle des frontières longitudinales et transversales entre l'outil et le métal consiste à créer les conditions pour qu'apparaissent les plans correspondants de cisaillement maximal qui contribuent à la formation des croix de forgeage primaires (dans les sections transversale et longitudinale) et secondaire.

Dans les conditions de refoulage d'un fer de forge cylindrique ou carré par un outil de forgeage en relief, les notions de découpes transversales et longitudinales ou de rangée de saillies n'ont pas de sens. Lors du brochage, quand deux côtés du foyer de déformation confinent d'habitude à la partie extérieure (rigide) du fer de forge, la direction de découpes a une importance essentielle. Le contour des découpes (y compris des découpes curvilignes) est important pour tous les cas de forgeage. L'outil en relief le plus simple à deux saillies de part et d'autre de la découpe peut être exécuté en deux versions, notamment: 1) à découpe longitudinale; 2) à découpe transversale. Les outils de forgeage à une découpe longitudinale s'étendant le long de l'axe du fer de forge — outils à découpe — sont de notoriété générale et possèdent plusieurs variétés[1]. Lors du forgeage avec de tels outils, la déformation du métal se fait à l'intérieur de la découpe. Si l'on réalise le forgeage avec les outils à découpes transversales, la déformation du métal se fait par les saillies. De tels outils contribuent à rendre plus intense le forgeage du métal, en le réalisant avec un rendement élevé du fait que les corroyages se font simultanément dans plusieurs foyers de déformation. L'avance, lors du forgeage avec de tels outils, doit être concordée avec les dimensions de la largeur des découpes, de l'espace entre elles et avec les distances du bord d'outil. La largeur de la découpe doit être inférieure à la largeur de la saillie d'outils pour que les bossages formés sur le fer de forge puissent être complètement corroyés lors de l'avance suivante. En vue de rendre plus intense le forgeage par les outils à découpes longitudinales, il est possible d'appliquer de différentes versions de ceux-ci.

Outils de forgeage à gradins. Non seulement la valeur de S_{cis}, mais également le degré de fractionnement de la déformation peuvent contribuer à une plus grande intensité du forgeage. Il est possible d'élever le degré de fractionnement de la déformation, sans pour autant réduire la productivité, à l'aide d'outils de forgeage à gradins (figure 4.13). Les outils à gradins plats doivent avoir leurs gradins de longueur différente, afin de compenser l'allongement du fer de forge pendant chaque corroyage. Pour ne pas augmenter excessi-

---

*) On entend par épingle un instrument de dessous à plusieurs découpes longitudinales qu'on utilise pour le brochage transversal dans deux ou trois découpes de dimensions variées.

vement la dimension de l'outil le long de la direction de forgeage. le nombre choisi de gradins doit être de 2 ou 3. Cela se rapporte également aux outils à gradins et à découpes.

Dans le cas des outils de forgeage combinés, l'outil supérieur est à découpes, et l'outil inférieur, plat à gradins. Ils peuvent aussi présenter une découpe verticale auxiliare.

Afin d'élever l'efficacité des outils à gradins, il est possible d'employer les gradins biseautés, en point d'épine, demi-circulaires et ondulés. La possibilité d'obtenir des plus grandes réductions en chaque passe constitue un avantage supplémentaire des outils de forgeage à gradins comparés aux outils à découpes. Si l'augmentation du rendement des outils à découpe transversale est due au développement de la superficie de contact corroyée, dans le cas étudié, grâce à la déformation fractionnée et au processus de recristallisation se déroulant entre les corroyages voisins, le corroyage total du fer de forge, calculé d'après la différence de hauteurs avant et après la sortie de celui-ci des outils, est encore plus important, ce qui assure une élévation complémentaire du rendement.

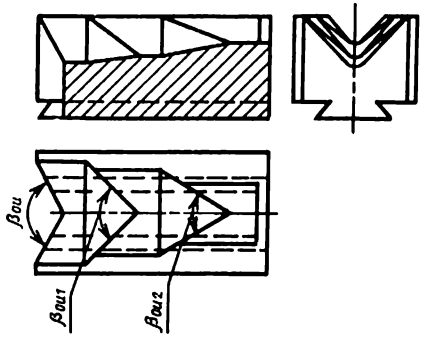


Fig. 4.13. Outils de forgeage à gradins

Comme on a déjà signalé, il est possible d'utiliser, afin de définir la déformation de cisaillement et l'efficacité du forgeage avec les outils de structure différente, l'expression $S_{cis} = \Sigma S/V$. La détermination de la valeur spécifique de surface de cisaillement par unité de volume déformé est liée au calcul de la surface sommaire réelle de cisaillements ΣS dans le volume déformé V qui est fonction non seulement des dimensions et du type de l'espace utile des outils, mais des cotes du foyer de déformation également. Dans le cas le plus simple du corroyage d'un fer de forge de section carrée par des outils plats, il se forme, dans le foyer de déformation en forme de cube, deux paires de plans de cisaillement dont la superficie totale est de $S = 4F/\sin\alpha = 5{,}66F$. Pour un foyer de déformation de 1 mm³, 1 cm³, etc., $S_{cis} = 5{,}66\ F/V = 5{,}66/H$, mm⁻¹, cm⁻¹ ($H$ représentant l'épaisseur du fer de forge).

Au cas de schémas plus compliqués de déformation par les outils à découpes transversales et complémentaires, il est nécessaire de tenir compte des frontières plus développées du foyer de déformation suivant lesquelles sont formés les plans de cisaillements maximaux. Le forgeage du métal est d'autant plus efficace, que plus grands sont

le nombre de foyers de déformation et la longueur relative de chacun de ceux-ci. La valeur ΣS peut être définie approximativement d'après l'expression $2L_{fr}H/\sqrt{2}$, L_{fr} représentant la longueur totale des frontières des foyers en un corroyage, compte tenu de la somme de tronçons curvilignes ou polygonaux desdites frontières; H, la hauteur de fer de forge corroyé. Il en découle $S_{cls} = 1{,}41L_{fr}/F$, F étant la surface de section du fer de forge traité.

4.3. Procédé de forgeage des pièces creuses

La part de produits creux dans le volume total d'ébauches fabriquées pour la construction mécanique n'est pas importante. Ceci est dû à l'impossibilité de pratiquer des ouvertures et des évidements dans une large gamme de rapports des dimensions. Toutefois, l'obtention d'ouvertures dans l'ébauche au stade de traitement par déformation non seulement conduit à une réduction sensible de la durée d'usinage de la pièce sur les machines-outils, mais permet de diminuer considérablement, parfois jusqu'à 50 % de la masse de produit, la consommation du métal à recouvrements.

Aplatissement de lingots creux. En général, on fabrique les pièces, forgées creuses suivant deux schémas technologiques: 1) par forgeage à ajourage d'un fer de forge plein, suivi d'élargissement ou de brochage de l'ébauche au mandrin; 2) par forgeage à partir d'un lingot creux. D'après les indices techniques (rendement du travail, coefficient d'utilisation du métal), le deuxième schéma technologique est plus intéressant. Cependant, il possède des inconvénients dus à l'emploi du lingot creux, notamment, la nécessité d'avoir un grand effectif de lingotières, un grand rapport entre la hauteur du lingot et son diamètre et le diamètre relativement faible de l'ouverture intérieure. L'aplatissement usuel du lingot creux entraîne une réduction du diamètre de l'ouverture intérieure, la formation de plis à la surface intérieure se transformant en pincements et fissures lors des brochage et élargissement ultérieurs. L'élargissement préalable du lingot creux visant à augmenter l'ouverture est impossible dans la plupart des cas vu la résistance insuffisante du mandrin et les flèches élastiques considérables. Le procédé peut être perfectionné comme suit. Un fer de forge (tel qu'un lingot creux) chauffé à la température de forge est amené aux outils de forgeage présentant des ouvertures axiales, et le mandrin est introduit dans le canal intérieur du fer de forge et dans les perçages axiaux des outils pour assurer un centrage simultané de tout le système. Au cours de l'aplatissement, le mandrin empêche la fermeture du canal intérieur du fer de forge et prévient la formation de plis et de pincements sur sa surface intérieure; le métal du fer de forge moule étroitement le mandrin (figure 4.14).

Le bloc aplati et le mandrin sont amenés ensemble aux supports, et le bloc est soumis à l'élargissement. Celui-ci est accompagné d'une

augmentation des diamètres intérieur et extérieur de la pièce forgée, ainsi que de la largeur de celle-ci. L'élargissement terminé, le mandrin est facilement extrait. Il n'est pas obligatoire que la longueur du mandrin dépasse celle du lingot. Pour prévenir la fermeture du canal axial lors de l'aplatissement, le mandrin n'est placé que dans la zone d'écoulement radial intense du métal. Le mandrin court est suspendu à la moitié de la hauteur dans le canal du fer de forge et est éjecté, après aplatissement, par une broche de poussée. Une autre possibilité de prévenir la fermeture du canal axial du fer de forge

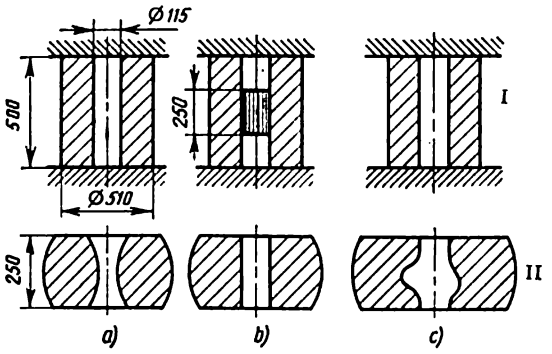


Fig. 4.14. Schéma d'aplatissement du lingot creux au mandrin :
a, *c*, fers de forge après le refoulage sans mandrin ; *b*, fers de forge après le refoulage au mandrin ; *I*, *II*, fers de forge respectivement avant et après le refoulage

creux pendant l'aplatissement d'about est assurée grâce à l'emploi de charges pulvérulentes. Quand la hauteur du fer de forge diminue, les particules isolées de la charge qui ne sont pas en liaison rigide peuvent se déplacer et solliciter les parois du canal. Dans ces conditions, l'ouverture non seulement ne se ferme pas, mais son diamètre dans la partie centrale de la longueur augmente, ce qui permet ensuite de l'élargir sur un mandrin de plus grand diamètre.

Le brochage au mandrin par le forgeage libre est effectué à un rapport des cotes d'encombrement de la pièce creuse $D/d > 1,5$, $H/(D-d) > 1$, D, d, H étant respectivement le diamètre extérieur, le diamètre intérieur et la hauteur.

Les fers de forge primitifs utilisés pour le brochage au mandrin sont des lingots de forge normaux pleins et ceux sans masselotte permettant de réduire le coefficient de consommation du métal de 1,6 à 1,2-1,3. L'emploi des lingots de forge normaux nécessite l'introduction d'ajourage du bloc aplati. L'utilisation d'autres types de lingots entraîne un nombre de difficultés.

La masse des lingots sans masselotte ne dépasse pas 15 t. Par ailleurs, la retassure dans de tels lingots est concentrée dans la partie supérieure et s'étend de la partie centrale du lingot jusqu'aux bords

de celui-ci. Lors du forgeage et de l'ajourage, la partie centrale de la retassure est partiellement éliminée. Toutefois, une portion de celle-ci reste tout de même dans la pièce forgée et engendre la concentration de fissures près de l'about du côté de la retassure. On nomme en général cette zone de concentration de fissures « effilé », et l'on laisse à cet effet une surcote de longueur supplémentaire. Pour obtenir le fer de forge de départ, on utilise parfois des lingots creux, mais de faible masse.

Par ailleurs, il devient possible, grâce aux lingots creux, de réduire de 10 % la consommation du métal. L'utilisation de lingots creux assure un travail suffisant de la structure, même si le coefficient de réduction est de 1,5 à 2.

Mise en forme par brochage au mandrin. Lorsqu'on réalise le brochage au mandrin d'un fer de forge creux à parois épaisses avec les outils de forgeage plats, à découpes ou combinés, les abouts de pièces forgées sont le siège des défauts dus au décollement du fer de forge du mandrin et à l'allongement irrégulier dans le foyer de déformation (Y. Antochtchenkov a collaboré aux travaux de recherche). Lors du forgeage d'un fer de forge rond avec les outils plans-parallèles, on observe trois paires de régions: des régions de déformations difficiles, des régions de déformations plastiques et des régions libres, dans lesquelles les macroflux plastiques entraînent un déplacement rigide du métal vers la surface du fer de forge. Les régions libres sont caractérisées par le fait que, lors de la déformation transversale du fer de forge creux à mandrin rigide, il y a une discontinuité des composantes normales des vitesses de déplacement du métal de fer de forge et du mandrin fixe, ainsi que de celles de déplacements dans le sens transversal par rapport à la sollicitation de la force extérieure. La différence entre les composantes normales des vitesses de déplacements du mandrin (qui est fixe) et de la région plastique entraîne le décollement des couches de métal du fer de forge de la surface du mandrin dans le sens horizontal.

Lors du corroyage par les outils de forgeage à découpes ou combinés, outre les régions existant lors du forgeage d'un fer creux par les outils plans-parallèles, il apparaît une région dont les dimensions sont limitées par l'angle d'ouverture de l'outil à découpes et par les régions de déformations plastiques.

Le décollement du métal du mandrin provoque la formation de pincements sur la surface intérieure du fer de forge creux lors des corroyages ultérieurs. La valeur de pincement dépend du rapport des dimensions du fer de forge de départ, de l'avance absolue, du taux de déformation, du diamètre de mandrin. Le diamètre de mandrin pour le brochage d'un fer de forge creux est de 6 % inférieur au diamètre inférieur du fer de forge.

Afin de réduire l'écart d'épaisseur du fer de forge creux de départ après l'ajourage, on prévoit l'opération d'élargissement avant le

brochage au mandrin qui suit. L'élargissement augmente le diamètre intérieur du fer creux de 50 à 100 mm. Cela provoque l'aplatissement du fer de forge survenant au premier moment du brochage, avant le contact de la surface intérieure du fer avec la surface du mandrin.

L'augmentation du périmètre de l'ouverture intérieure de fer de forge au cours du corroyage ultérieur est due à la pénétration du mandrin dans la région de déformation plastique, accompagnée de décollement partiel du métal de la surface de mandrin. On observe alors un décollement irrégulier du métal suivant la longueur du foyer de déformation, qui est maximal à l'about du fer de forge et minimal dans le point de jonction du foyer de déformation à l'extrémité extérieure rigide. Le rapport d'élargissement et d'allongement en l'absence de parties extérieures en jonction avec le foyer de déformation fut évalué d'après les résultats d'aplatissement des éprouvettes carrées au mandrin rond. Le corroyage conforme au schéma de la figure 4.15 donnait un élargissement et un allongement irréguliers du fer de forge carré. On ne mesurait que la largeur maximale de l'éprouvette aplatie pour un taux de déformation prescrit. L'élargissement maximal fut observé dans les couches d'éprouvette situées dans le voisinage immédiat de la surface de mandrin. Le rapport des dimensions des éprouvettes aplaties H/a fut de 0,522 ; les mandrins présentaient des diamètres différents. L'élargissement fut calculé en pourcentage par rapport à la déformation en hauteur

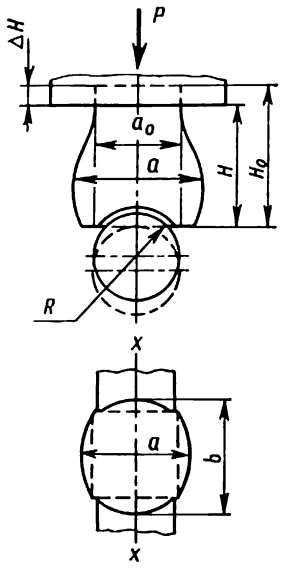


Fig. 4.15. Schéma de corroyages du fer de forge au mandrin

$$B = \ln \frac{b}{b_0} \Big/ \ln \frac{H_0}{H},$$

H_0 et b_0 étant respectivement la hauteur et la largeur de l'éprouvette de départ ; H et b, respectivement la plus petite hauteur et la plus grande largeur de l'éprouvette après l'aplatissement.

L'élargissement relatif B dépend plus du rapport de dimensions des éprouvettes et du mandrin et moins du taux de déformation (figure 4.16).

Lors du corroyage des éprouvettes au mandrin de grand diamètre ($D \to \infty$), ce qui correspond à l'aplatissement par les outils de forgeage plats, l'élargissement relatif pour les éprouvettes carrées

est de 50 %. Lors du corroyage aux mandrins de diamètre inférieur, l'élargissement relatif varie en fonction du rapport H/a: pour $H/a = 2$, il augmente, pour $H/a = 0{,}5$, il diminue et pour $H/a = 1$, il est constant. L'élargissement relatif B dépend faiblement du taux de déformation et beaucoup plus du rapport des dimensions du fer de forge. L'élargissement relatif est d'autant plus grand, que plus grand

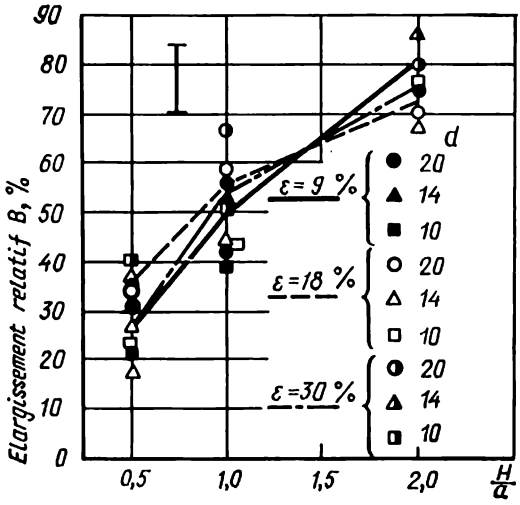


Fig. 4.16. Influence du rapport entre les dimensions du fer de forge creux et du mandrin à l'élargissement:

d, diamètre du mandrin ; *ε*, taux de déformation ; *H/a*, rapport des dimensions du fer de forge

est le diamètre du mandrin et le raport H/a. C'est pourquoi, au cours du brochage au mandrin d'un fer de forge creux, qui est caractérisé par une variation consécutive de l'épaisseur de la paroi de pièce forgée d'une plus grande à une plus petite valeur, l'élargissement relatif a la valeur maximale au moment initial de corroyage et ensuite diminue. Cependant, durant toute la déformation, l'élargissement maximal est conféré aux couches du fer de forge se trouvant dans la proximité immédiate de la surface du mandrin.

L'élargissement du fer de forge creux au cours du forgeage par brochage, ainsi que le décollement des couches intérieures de la surface de mandrin dans le sens horizontal, l'augmentation du périmètre de l'ouverture intérieure provoquent ensuite la formation de plis dans la cavité du fer de forge. Il est impossible de la réduire en variant les paramètres technologiques (en modifiant le degré de corroyage et en réglant les avances), du fait de particularités spécifiques du corroyage lors du brochage au mandrin. Par ailleurs, l'écoulement du

métal dans le sens longitudinal (autrement dit, l'allongement de la pièce forgée) est empêché par les forces de frottement agissant sur les surfaces du mandrin et du fer de forge. Il est donc indispensable, en vue d'obtenir un allongement plus intense grâce à une réduction des forces de frottement, que la partie du mandrin ne participant pas à la déformation plastique au moment concerné ait le diamètre un peu inférieur à celui de la surface utile (figure 4.17). La partie utile du mandrin de largeur B_u présente un diamètre un peu supérieur à la largeur du corps de mandrin et est tronconique avec un angle γ. Grâce à la composante longitudinale du macroflux, une telle forme permet de rendre encore plus intense l'allongement et de réduire par là même l'élargissement du fer de forge lors du brochage. Afin d'éviter les pincements du mandrin dans la cavité intérieure du fer de forge, la largeur B_u du gradin utile doit être un peu supérieure à la largeur (ou bien à l'avance absolue) des outils de forgeage B_{ou}.

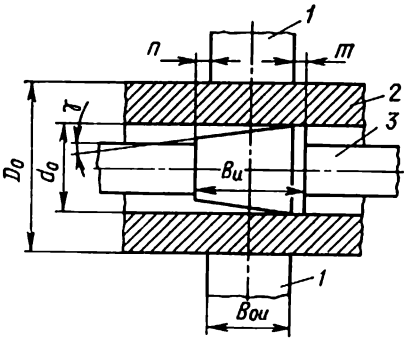


Fig. 4.17. Schéma de brochage au mandrin à gradins:
1, outil déformant; 2, fer de forge; 3, mandrin

Les essais de déformation avec utilisation de mandrin à gradins furent exécutés, stade par stade, dans les outils de forgeage combinés (l'outil supérieur plat, l'outil inférieur à découpes, l'angle de découpe étant de 110°, au mandrin à angle de conicité de la surface utile $\gamma = 1{,}5$; 7°). Furent corroyés les tronçons adjacents aux abouts des fers de forge. L'analyse des données obtenues prouve que l'élargissement du fer creux augmente lorsque le corroyage croît. L'emploi du mandrin à gradins d'angle de conicité $\gamma = 1{,}5°$, égal à l'angle de conicité du mandrin usuel du type de broche, diminue l'élargissement à cause d'une réduction considérable de la surface de frottement. Le corroyage au mandrin à gradins d'angle de conicité $\gamma = 7°$ est accompagné d'un accroissement de la composante horizontale du macroflux dans la direction axiale et d'une réduction encore plus prononcée de l'élargissement du fer de forge creux.

Au cours des corroyages suivants des fers de forge au mandrin à gradins ($\gamma = 7°$) à retournements, on observe une formation de plis élevée du côté de l'ouverture intérieure du fer, due à l'augmentation de l'élargissement à l'about du mandrin résultant de la modification de surface de contact du côté de celui-ci. L'augmentation de l'élargissement a provoqué la nécessité de redistribuer encore l'écoulement du métal afin de réduire le macroflux dans l'élargissement.

On y arrive en faisant pivoter l'outil de forgeage supérieur plat d'un certain angle autour de l'axe longitudinal du fer de forge (figure 4.18). A l'about de la pièce forgée suivant ce schéma, la formation de plis et de pincements à la surface intérieure est considérablement réduite. Au cours du corroyage au mandrin des parties de fer de forge adjacentes à l'about, lorsque la frontière de l'outil coïncide avec la surface libre (l'about du fer creux), un des plans du foyer de déformation débouche à la surface libre. Ce plan est perpendiculaire à l'axe longitudinal le long duquel se produit le déplacement longitudinal du métal de fer de forge (son allongement). Lors du corroyage du fer creux suivi de retournements de celui-ci, le nombre des foyers de déformation qui débouchent à l'about par leur plan est celui de corroyages unitaires. La superposition de foyers particuliers est possible en fonction d'angle du retournement. Ainsi, l'irrégularité de l'allongement du fer de forge lors du corroyage unitaire combinée aux angles divers de retournement influence la forme de l'about. L'irrégularité de l'allongement lors du corroyage au mandrin des fers de forge creux fut évaluée pour les combinaisons suivantes d'outillage:

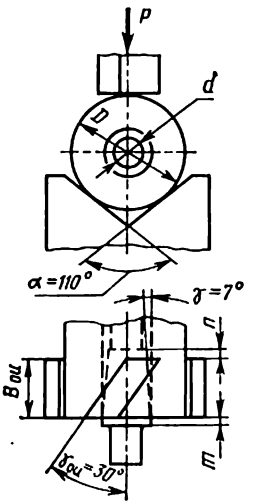


Fig. 4.18. Brochage au mandrin du fer de forge creux par outil de forgeage supérieur plat incliné par rapport à l'axe du fer de forge

1) l'outil de forgeage supérieur est plat, l'outil inférieur est à découpes, l'angle de découpe $\alpha_{ou.i} = 110°$, le mandrin est cylindrique;

2) les outils de forgeage supérieur et inférieur sont à découpes, $\alpha_{ou.i} = 135°$, le mandrin est cylindrique;

3) l'outil de forgeage supérieur est plat, l'outil inférieur est à découpes, $\alpha_{ou.i} = 110°$, le mandrin est à gradins, l'angle d'inclinaison de la surface utile du plus grand gradin à l'axe longitudinal du fer de forge est de 7°;

4) l'outil de forgeage supérieur est plat et tourné sous un angle de 30° à l'axe longitudinal du mandrin, l'outil inférieur est à découpes, $\alpha_{ou.i} = 110°$, le mandrin est cylindrique;

5) l'outil de forgeage supérieur est plat, à front non rectiligne à angle $2\beta = 90°$, l'outil inférieur est à découpes, $\alpha_{ou.i} = 110°$, le mandrin est cylindrique (figure 4.19).

On a constaté que la plus faible irrégularité de l'allongement est observée chez l'ébauche forgée suivant le schéma 5, avec l'outil supérieur plat, à front non rectiligne. L'irrégularité de l'allongement d'une telle ébauche est 3,5 fois inférieure à celle de la pièce forgée

par les outils combinés. La dépendance de l'allongement irrégulier du rapport des dimensions du fer de forge de départ prouve qu'on peut subdiviser les fers de forge creux en deux groupes suivant la nature de déformation des abouts au cas de corroyage par les outils combinés (à outil supérieur plat présentant un front non rectiligne) : les fers de forge creux à parois épaisses et ceux à parois minces. La déformation des fers de forge à parois épaisses, ayant $(D_0 - d_0)/d_0 > 1{,}5$ à 2,0, est caractérisée par une irrégularité insignifiante de l'allongement ΔL. Lorsque l'épaisseur de la paroi du fer creux diminue, l'irrégularité de l'allongement croît. La valeur limite du rapport $(D_0 - d_0)/d_0 = (1{,}5$ à $2{,}0)$ sert de frontière pour les fers de forge à parois minces et à parois épaisses. Le palier de contact en triangle isocèle à angle au sommet 2β correspond, au moment du stade final de corroyage, à la forme optimale de l'outil supérieur pour laquelle l'allongement est maximal (la valeur d'élargissement est fonction de l'angle 2β du front de l'outil).

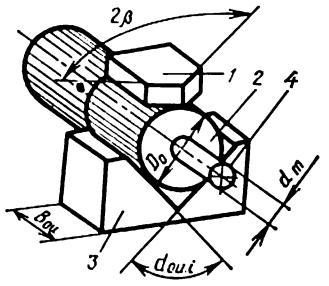


Fig. 4.19. Schéma de corroyage du fer de forge par outil de forgeage à front non rectiligne : 1, outil de forgeage supérieur à front non rectiligne ; 2, fer de forge creux ; 3, outil de forgeage inférieur à découpes ; 4, mandrin

Au cours du corroyage transversal d'un fer de forge creux rond par un outil plat à front non rectiligne, la distribution de macroflux (la longueur du palier de contact étant constante) dépend de la largeur dudit fer déterminée par le rapport de dimensions de celui-ci, le taux de déformation et l'angle 2β du front de l'outil.

La variation de la longueur du palier de contact est due soit au remplacement de l'outil de forgeage, soit à la valeur d'avance lorsque le corroyage du fer de forge ne s'étend pas à la totalité de la longueur de l'outil. La longueur limite de l'outil déformant est fonction de la largeur $2a$ du palier de contact avec la surface du fer de forge rond corroyé. On étudie la variation de la largeur du palier du contact au cas où le foyer physique de déformation équivaut au foyer géométrique (figure 4.20).

Le schéma de calcul est celui du stade final de corroyage, lorsque la largeur du palier de contact $a_c = \sqrt{2R\Delta H_s - \Delta H_s^2}$. Pour que le corroyage du fer de forge se réalise à allongement prédominant, il est nécessaire que le schéma de calcul soit observé au moins pour la moitié du parcours de l'outillage, quand $a = a_t$. Le volume décalé en hauteur se déplacera alors dans le sens longitudinal, et le flux dirigé directement dans l'élargissement sera faible ou bien tout à fait absent. La valeur a_t est choisie notoirement inférieure à la largeur physique du contact de l'outil déformant a, ce qui assure une proba-

bilité plus élevée de la réalisation des rapports optimaux d'allongement et d'élargissement (le macroflux réduit dans l'élargissement). Il découle de la similitude des triangles (figure 4.20)

$$a_t = a_c/2,$$

$$a_t = (D/2)\sqrt{\varepsilon - \varepsilon^2},$$

D étant le diamètre extérieur du fer de forge, $\varepsilon = \Delta H_s/D$, le taux moyen du corroyage par l'outil de forgeage supérieur.

Compte tenu de la petitesse du carré de taux de déformation ε^2, a largeur du palier de contact

$$a_t = (D/2)\sqrt{\varepsilon}.$$

Les expressions suivantes de la longueur de l'outil de forgeage déformant furent obtenues pour le cas où le foyer physique équivaut au foyer géométrique:

limite supérieure

$$B^s_{ou} = (D/2)\sqrt{\varepsilon}\,(1/\sin\beta + \operatorname{tg}\alpha_2);$$

limite inférieure

$$B^i_{ou} = (D/2)\sqrt{\varepsilon}\operatorname{ctg}\beta,$$

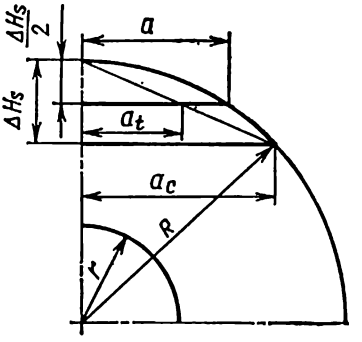


Fig. 4.20. Schéma de variation de la largeur du palier de contact lors du corroyage

β étant l'angle du front de l'outil supérieur; α_2, l'angle d'inclinaison de la ligne de séparation d'écoulement du métal dans le sens d'élargissement et d'allongement (par rapport à l'axe du fer de forge). Dans les conditions réelles, les dimensions de l'outil doivent correspondre aux inégalités suivantes: $B^i_{ou} \leqslant B_{ou} \leqslant B^s_{ou}$.

Pour le brochage d'un fer de forge rond, les paramètres géométriques de la déformation sont définies en tant que rapport de la largeur de l'outil de forgeage à la hauteur du fer de forge de départ. Lors du brochage au mandrin d'un fer de forge creux par les outils de forgeage combinés, l'influence à la formation des macroflux du métal exercée par le foyer de déformation provenant de l'outil supérieur est plus prononcée que celle due au foyer provenant du mandrin.

C'est pourquoi, on admet pour le paramètre géométrique du foyer de déformation lors du brochage au mandrin, le rapport du déplacement absolu à l'épaisseur du fer de forge de départ. Si le foyer physique de déformation est égal au foyer géométrique, le paramètre géométrique du foyer de déformation est déterminé par les formules suivantes obtenues en tenant compte des expressions pour la longueur de l'outil de forgeage:

limite supérieure

$$\frac{B^s_{ou}}{R-r} = \frac{\sqrt{3}}{1 - d_0/D_0}\left(\frac{1}{\sin\beta} + \operatorname{tg}\alpha_2\right),$$

limite inférieure

$$\frac{B^{i}_{\text{lim}}}{R-r} = \frac{\sqrt{3}}{1-d_0/D_0}\,\text{ctg}\,\beta_2.$$

Les phénomènes extérieurs observés lors du brochage d'un fer de forge creux sont strictement liés aux flux intérieurs du métal. Pour étudier ceux-ci, on a exécuté des corroyages des fers stade par stade, à un intervalle de 10 %, jusqu'au taux moyen de déformation $\varepsilon_{\text{moy}} = 40$ %, la vitesse de déformation étant constante, les outils de forgeage combinés et l'angle de découpe de l'outil inférieur compris entre 90 et 150°. Les trajectoires de déplacement des particules dans le foyer de déformation sont obtenues par la méthode des réseaux de coordonnées.

L'analyse des macrodéplacements dans la section transversale du fer de forge fut réalisée en deux étapes, avant et après le remplis-

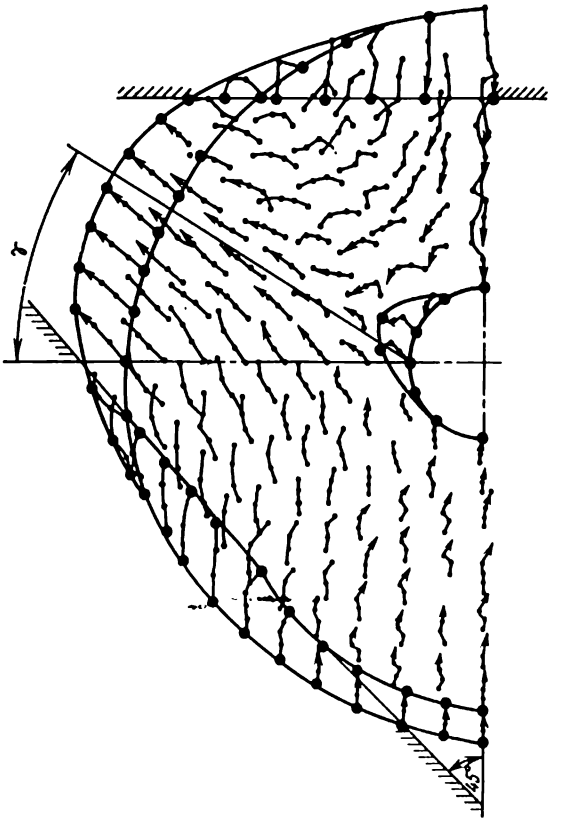


Fig. 4.21. Champ de déplacements dans la section tansversale du fer creux au cours du corroyage au mandrin stade par stade

sage par le métal de la découpe de l'outil inférieur. Le remplissage par le métal de la cavité de découpe de l'outil dépend essentiellement des paramètres géométriques de celui-ci. Le corroyage du fer nécessaire pour remplir la cavité de l'outil est d'autant plus petit, que plus grand est l'angle de découpe. Dans la pratique, la découpe de l'outil est remplie par le métal si la réduction est comprise entre 10 et 15 % (en fonction de l'angle de découpe).

On distingue trois macroflux dans le champ de trajectoires, dans la section transversale d'un fer de forge creux, notamment deux macroflux prescrits provenant des outils de forgeage et un flux de déplacement dirigé dans l'élargissement suivant le plan incliné sous un angle γ (figure 4.21) par rapport à l'axe de symétrie horizontal. On observe, sur ce plan, une interaction de macroflux définissant la position de l'élargissement maximal du fer de forge et le décollement des couches intérieures de métal du mandrin.

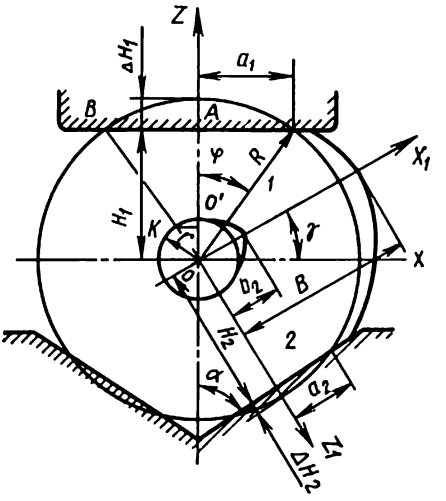


Fig. 4.22. Zones dans la section transversale du fer de forge creux pendant le corroyage

En plus des macroflux principaux examinés, il existe un déplacement du métal dans la découpe de l'outil de forgeage inférieur. Si, lors du corroyage par un outil à découpes d'un fer de forge rond plein un tel déplacement de métal s'étend à toute la section transversale du fer, lors de la déformation d'un fer de forge creux, le déplacement dans la découpe de l'outil est concentré dans les couches superficielles du fer, ce qui s'explique par la présence d'un mandrin rigide à l'intérieur de celui-ci.

Au cours de la déformation d'un fer de forge creux par les outils de forgeage combinés, sa surface étant en contact avec la totalité de celle de l'outil à découpes, les macrodéplacements dans la découpe de l'outil sont absents.

En résolvant le problème dans le cas de brochage d'un fer de forge creux au mandrin par les outils de forgeage combinés, on n'a pas tenu compte des macrodéplacements dans la découpe. Le champ de macrodéplacements conserve donc deux zones (figure 4.22). La première est adjacente à l'outil supérieur, et la deuxième, à l'outil inférieur à découpes. Comme la section transversale du fer de forge

est symétrique par rapport à l'axe vertical, il suffit d'examiner le déplacement du métal pour une moitié de la section.

Les conditions aux limites sur les plans de contact de l'outil déformant avec le fer de forge sont caractérisées par une zone considérable d'adhésion, c'est pourquoi on a adopté la condition d'absence de déplacements sur les surfaces utiles du mandrin et des outils, et le travail de forces de frottement a été pris en compte par le travail de cisaillement de couches du métal adjacentes au contact.

Le déplacement vertical pour la zone *1* est déterminé par le déplacement de l'outil de forgeage supérieur $u_{z_1} = \varepsilon_1 z_1$. L'uniformité du déplacement u_{z_1} peut être admise vu que le rapport $(R - r)/a_1$ est élevé. La composante de déformation selon l'axe z est déterminée pour de faibles valeurs d'après l'équation $\varepsilon_{z_1} = \partial u_{z_1}/\partial z = -\varepsilon_1$.

Le déplacement horizontal des particules dans le foyer de déformation près de l'outil supérieur entraîne dans la déformation plastique les parties extérieures du fer de forge, dont les trajectoires de déplacement sont linéaires et inclinées sous un angle γ (voir la figure 4.22) : $u_{n_1} = u_{z_1} \cos \varphi \varepsilon\, z a_1/H_1$ (le signe plus précédant l'équation montre la croissance de la dimension).

Le déplacement horizontal des parties extérieures est défini par l'équation

$$u_{x_1} = \varepsilon_1 x_1 (a_1/H_1) \cos \gamma.$$

La composante de déformation

$$\varepsilon_{x_1} = \varepsilon_1 (a_1/H_1) \cos \gamma.$$

La troisième composante de déformation ε_y est déduite de la condition d'incompressibilité (en supposant que les déformations sont faibles) :

$$\varepsilon_y = \varepsilon_1 [1 - (a_1/H_1) \cos \gamma].$$

Le déplacement longitudinal

$$u_{y_1} = \int \varepsilon_{y_1} dy + C_1.$$

La valeur de C_1 est déduite de la condition aux limites $u_{y_1}|_{y=0} = 0$, d'où $C_1 = 0$. Le déplacement longitudinal est donc déterminé par l'équation

$$u_{y_1} = \varepsilon_1 [1 - (a_1/n_1) \cos \gamma]\, y.$$

Le choix des équations linéaires décrivant les macrodéplacements dans la section transversale du fer de forge creux permet de simplifier l'expression mathématique pour le travail de déformation.

Les composantes correspondantes des déformations de cisaillement pour de faibles valeurs

$$\gamma_{1xy} = 0,$$
$$\gamma_{1yz} = -\varepsilon_1 (a_1/H_1) \cos\gamma,$$
$$\gamma_{1zx} = \varepsilon_1 (a_1/H_1) \cos\gamma.$$

Le déplacement vertical dans la zone *2* (voir la figure 4.22) est déterminé par le déplacement de l'outil inférieur: $u_{z_2} = -\varepsilon_2 z$.

Le déplacement transversal dans la zone *2* compte tenu de la rotation des axes de coordonnées d'un angle γ jusqu'à ce qu'ils coïncident avec les axes XO est déterminé à partir de l'équation suivante:

$$u_{x_2} = \varepsilon_2 (a_2/H_2) (\sin\alpha \cos\gamma + \cos\alpha \sin\gamma) (x - B),$$

satisfaisant à la condition aux limites $u_{x_2} \mid_{x=B} = 0$. Les composantes de déformation correspondant aux déplacements sont exprimées par les équations

$$\varepsilon_{z_2} = -\varepsilon_2, \quad \varepsilon_{x_2} = \varepsilon_2 (a_2/H_2) \cdot (\sin\alpha \cos\gamma + \sin\gamma \cos\alpha).$$

La troisième composante de déformation ε_{y_2} est définie à partir de la condition d'incompressibilité en admettant que les déformations sont faibles:

$$\varepsilon_{y_2} = \varepsilon_2 [1 - (a_2/H_2) (\sin\alpha \cos\gamma + \cos\alpha \sin\gamma)].$$

Après avoir intégré la présente équation compte tenu du fait que la constante $C_2 = 0$, on obtient

$$u_{y_2} = \varepsilon_2 y [1 - (a_2/H_2) (\sin\alpha \cos\gamma + \cos\alpha \sin\gamma)].$$

Les composantes des déformations de cisaillement pour la zone *2*

$$\gamma_{2xy} = 0;$$
$$\gamma_{2yz} = -\varepsilon_2 (a_2/H_2) (\sin\alpha \cos\gamma + \cos\alpha \sin\gamma);$$
$$\gamma_{2zx} = \varepsilon_2 (a_2/H_2) (\sin\alpha \cos\gamma + \cos\alpha \sin\gamma).$$

Si l'on connaît les déplacements dans le foyer de déformation et les valeurs d'intensité de déformations, on obtient, après avoir appliqué la méthode de calcul approché des intégrales, l'équation de Lagrange pour les travaux.

A titre de paramètres variables, on a choisi la moitié de largeur du contact de l'outil supérieur avec le fer de forge a_1 de l'outil inférieur a_2. La valeur moyenne de déplacement aux surfaces de contact est définie d'après la formule

$$u_i^{\text{moy}} = \frac{\varepsilon_i a_i}{3\sqrt{1 + a_i^2/l_i^2}},$$

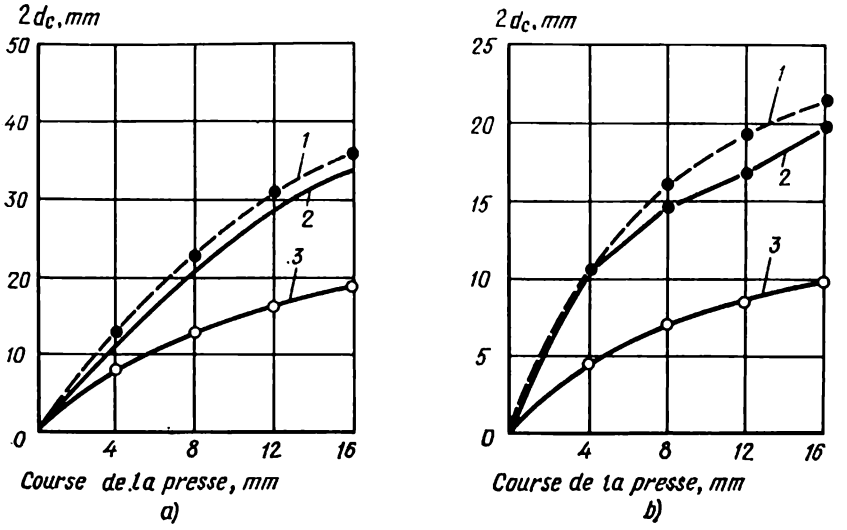


Fig. 4.23. Variation de la largeur des paliers de contact sous les outils de forgeage supérieur (*a*) et inférieur (*b*) pendant le corroyage du fer de forge creux (voir la figure 4.20) :

1, données de calcul ; *2*, données expérimentales ; *3*, données obtenues d'après les rapports géométriques

où pour a_1 voir la figure 4.23 ($i = 1, 2$); ε_i représente les déformations provoquées par le déplacement de l'instrument ($i = 1, 2$) ; l représente l'avance.

Le travail des forces de frottement sur la surface de contact du fer de forge avec le mandrin est défini à partir de la condition aux limites de la présence de déplacements sur la surface de contact du mandrin et du fer.

La largeur de la surface du contact correspondant est calculée à partir de la condition d'égalité du foyer physique de déformation au foyer géométrique. Le contact suivant l'arc OK est remplacé par le contact suivant la corde et l'on obtient alors $a_0 = a_i r/R$, a_0 étant la largeur de la surface de contact suivant la corde OK.

En calculant le travail de la force de cisaillement, on a tenu compte de l'absence de déplacements à la surface de cisaillement de ce côté. Après avoir calculé les travaux correspondants dans les zones *1* et *2* selon les paramètres variables a_i, substitué dans l'équation variationnelle [1] et fait les transformations nécessaires, on a obtenu deux équations de quatrième ordre servant à calculer la largeur de surface de contact du fer de forge avec les outils supérieur a_1 et inférieur a_2.

[1] Les équations et les calculs mathématiques ne sont pas présentés à cause de leur complexité.

En cherchant la solution des équations pour a_1 et a_2, il est nécessaire de déterminer les rapports des déformations verticales près des outils de forgeage supérieur et inférieur, correspondant au rapport des déformations en hauteur et des déplacements des outils supérieur ε_1 et inférieur ε_2.

Lors du corroyage avec les outils de forgeage combinés, on observe trois foyers de déformation dont l'un se trouve sous l'outil supérieur plat et les deux autres proviennent des surfaces utiles de l'outil inférieur à découpes.

On néglige le déplacement du métal dans la découpe de l'outil inférieur. Les déplacements u_{x_1} et u_{x_2} sont égaux l'un à l'autre, ce qui découle de la condition de conservation de la continuité du métal selon la ligne OX_1.

En partant des conditions d'égalité des déplacements, on obtient l'équation

$$\varepsilon_1 (a_1/H_1) \cos \gamma = \varepsilon_2 (a_2/H_2) (\sin \alpha \cos \gamma + \cos \alpha \sin \gamma).$$

En exprimant les dimensions géométriques du fer de forge par les déformations, on obtient l'équation

$$\frac{\varepsilon_1}{1-\varepsilon_1} \sqrt{2\varepsilon_1 - \varepsilon_1^2} \cos \gamma = \frac{\varepsilon_2}{1-\varepsilon_2} \sqrt{2\varepsilon_2 - \varepsilon_2^2} (\sin \alpha \cos \gamma + \cos \alpha \sin \gamma).$$

En négligeant les valeurs de déformations d'ordres supérieurs à cause de leur petitesse, on obtient

$$\varepsilon_1/\varepsilon_2 = \sqrt[3]{(\sin \alpha \cos \gamma + \cos \alpha \sin \gamma)^2/\cos^2 \gamma}.$$

Les données de calcul relatives à la largeur des paliers a_1 et a_2 sont comparées aux données expérimentales (figure 4.23). L'angle de découpe de l'outil de forgeage inférieur équivaut lors du forgeage à 110°.

Les formules de calcul ainsi obtenues permettent de choisir les paramètres de l'outillage pour l'organisation de l'écoulement plastique du métal lors du forgeage du fer de forge creux au mandrin.

Le forgeage industriel des fers creux ayant une masse allant de 10 à 15 t en aciers résistant à la corrosion, utilisant les perfectionnements décrits ci-dessus a donné l'élévation de 30 % du rendement et la réduction de 25 % des surcroîts d'« effilé ».

4.4. Particularités de forgeage du lingot «à trois lobes»

L'intérêt témoigné à l'étude détaillée des stades de corroyage et de développement de déformations du lingot à trois lobes s'explique par sa forme spécifique et la complexité du foyer physique de déformation au cours du forgeage de celui-ci. Les travaux de recher-

ches [1] de l'état de contrainte et de déformation pendant le forgeage d'un lingot « à trois lobes » ont permis de mettre en évidence la nature d'écoulement du métal dans le foyer de déformation.

La méthode la plus efficace assurant l'obtention de la configuration requise et des limites données du foyer de déformation est celle de lignes de glissement.

Au moment initial de corroyage d'un fer de forge « à trois lobes ». l'un des lobes est placé dans la découpe de l'outil de forgeage inférieur, et les deux autres, sous l'outil de forgeage supérieur plat. Le contact du fer de forge avec les outils se fait suivant six paliers (figure 4.24).

Au **premier stade** de déformation la réduction ne dépasse pas 1 %, la déformation est localisée près de la surface aux environs des paliers de contact du fer de forge avec l'outil (figure 4.24, *a*).

Le **deuxième stade** de déformation est caractérisé par la jonction des champs provenant des paliers de contact disposés à l'outil inférieur. La réduction s'élevant jusqu'à 2 %, la base de découpe de l'outil inférieur sera remplie de métal, et le développement de la zone plastique entraînera la fusion des paliers de contact voisins en un seul palier. La longueur du palier de contact à la base de découpe sera définie par la distance séparant les points extrêmes éloignés. De même qu'au premier stade, la déformation sous l'outil supérieur plat est localisée aux environs des surfaces de contact, et la nature du champ est analogue à celle du stade initial de déformation. La figure 4.24, *b* représente deux moments limites de propagation du foyer de déformation sous l'outil supérieur plat. Le champ gauche correspond au début de ce stade de corroyage, et le champ droit, au moment final.

Le **troisième stade** de déformation est caractérisé par la jonction des champs provenant des outils supérieur et inférieur dans la région axiale du fer de forge. A mesure que la réduction croît, les zones plastiques dans l'outil inférieur à découpes augmentent jusqu'au moment de remplissage de la découpe d'outil par le métal. Après avoir atteint le palier de contact limite sous l'outil supérieur plat représenté à droite à la figure 4.24, *c*, le champ commence à se développer dans la région centrale. La dimension des paliers de contact est définie d'après l'égalité de la pression hydrostatique au point de jonction des champs provenant des outils supérieur et inférieur. La grandeur du palier pour laquelle le champ provenant de l'outil plat commence à se développer vers l'intérieur du fer de forge correspond à une réduction de 4,5 %. A ce stade, les champs provenant de deux paliers de contact sous l'outil supérieur se joignent avec le champ analogue provenant de l'outil inférieur suivant les droites qui coupent l'axe de symétrie du fer de forge dans sa partie centrale sous un

[1] Exécutés en collaboration avec S. Balouyev.

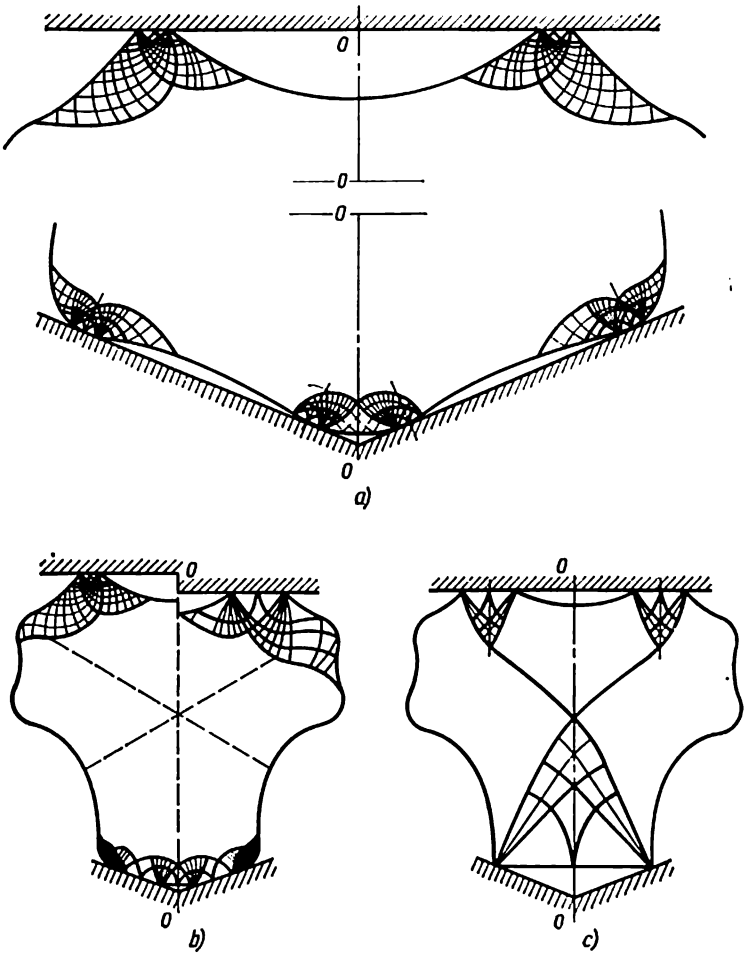


Fig. 4.24. Champs des lignes de glissement lors du corroyage du fer de forge « à trois lobes » :
a, $\varepsilon_{moy} = 1$ % ; *b*, $\varepsilon_{moy} = 2$ % ; *c*, $\varepsilon_{moy} = 4,5$ %

angle de $\pi/4$. Pour une réduction inférieure à 5 %, la déformation atteint donc déjà la zone axiale du fer de forge. Le fer de forge « à trois lobes » conserve, après une réduction unitaire $\varepsilon \leqslant 10$ %, une forme de section essentiellement initiale, de ce fait, la nature du champ ne varie pas après un retournement dudit fer à 120° et un tel corroyage. Au cours des retournements à 120° et corroyages successifs, on observe un élargissement de la région plastique provenant de

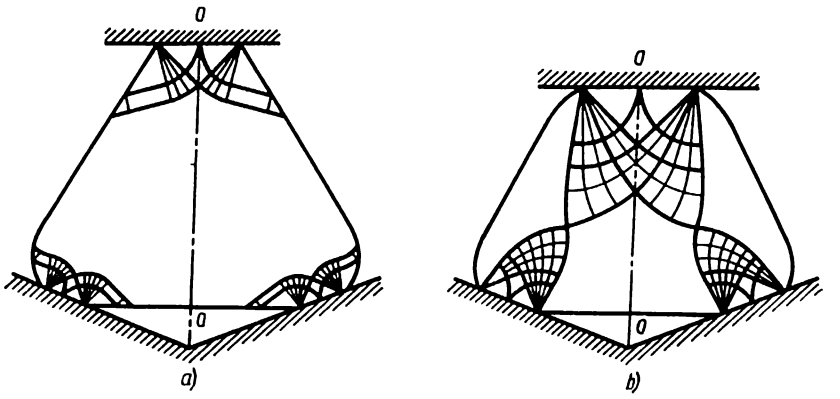


Fig. 4.25. Champs des lignes de glissement lors du corroyage du fer de forge triangulaire :
a, $\varepsilon_{moy} = 6$ % ; *b*, $\varepsilon_{moy} = 13$ %

deux paliers de contact sous l'outil supérieur plat. Le déplacement des zones rigides et l'élargissement de la zone plastique entraînent un redressement des faces latérales concaves du fer de forge. Les saillies du fer de forge initial « à trois lobes » se transforment, au cours des corroyages et retournements à 120° successifs, en sommets d'un fer de forge triangulaire. Lorsqu'arrive la fusion des paliers de contact sous l'outil supérieur en palier unique, le champ de lignes de glissement est le même qu'au cas d'aplatissement du coin obtus. C'est pourquoi, après l'obtention, à partir du fer de forge « à trois lobes », d'un fer de forge triangulaire, celui-ci est retourné à 60° (figure 4.25).

Le fer de forge triangulaire ainsi retourné présente deux paliers de contact avec l'outil inférieur à découpes et avec l'outil supérieur plat. Le champ de lignes de glissement se compose d'éléments du réseau en éventail à deux centres et du système de droites orthogonales. Lors de la réduction allant jusqu'à $\varepsilon = 13$ % le fer de forge triangulaire a le foyer de déformation localisé près de la surface. Ceci favorise le travail du métal aux sommets du fer de forge triangulaire qui se trouvaient dans la région de déformations difficiles près de l'outil inférieur à découpes au stade de forgeage du fer de forge « à trois lobes ».

La réduction dépassant 13 %, les foyers de déformation pénètrent à l'intérieur du fer de forge, et les champs provenant de l'outil supérieur et de deux paliers de l'outil inférieur entrent en jonction (figure 4.25, *b*). La découpe de l'outil inférieur continue à ne pas être remplie. La jonction des foyers de déformation de l'outil inférieur ne se réalise pas.

En alternant les corroyages aux retournements à 60° et à 120°, on obtient un fer de forge hexagonal qui est facilement reforgé en fer rond.

En analysant la cinématique des régions de déformations en conformité avec les champs de lignes de glissement, on comprend le mécanisme de formation de pincements superficiels dans la région des grandes faces concaves du fer de forge.

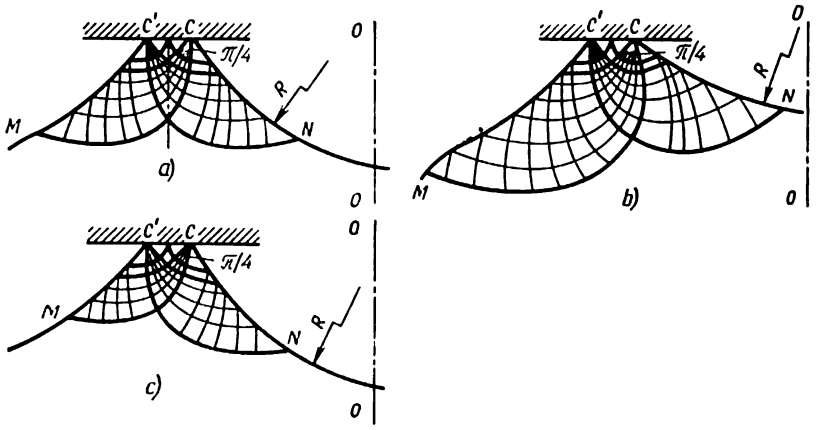


Fig. 4.26. Champs des lignes de glissement lors du corroyage de la saillie d'un fer de forge « à trois lobes » (*O—O* est l'axe de symétrie de la section transversale)

En corroyant deux saillies du fer de forge « à trois lobes » par l'outil plat, il est possible d'obtenir trois foyers de déformation différents en fonction du rayon de la grande face concave.

La figure 4.26, *a* représente la région plastique s'étendant régulièrement de part et d'autre du palier de contact. La distribution équilibrée des flux d'écoulement plastique est assurée par le rayon de concavité de la grande face R égale à R_{cr}. Si $R > R_{cr}$, la forme du foyer de déformation est celle représentée à la figure 4.26, *b*. La région plastique s'étend de part et d'autre du palier de contact, toutefois l'écoulement du côté de la surface libre est prédominant, ce qui assure l'absence du pincement suivant la grande face concave. Si $R < R_{cr}$, l'écoulement prédominant est observé du côté de concavité, ce qui entraîne la formation inévitable du pincement (figure 4.26, *c*).

Les types de fers de forge « à trois lobes » examinés dans le paragraphe 2.3 ont les rayons R des grandes faces concaves supérieurs à R_{cr}. C'est pourquoi, au premier corroyage, l'absence de pincements est garantie. Au cours du corroyage, les rayons initiaux des

deux autres faces concaves non soumises au corroyage se trouvant dans l'espace entre les outils de forgeage diminuent sous l'action de la force normale et du moment de flexion. En fonction de la réduction, ces rayons peuvent devenir égaux ou inférieurs à R_{cr}. Après retournement et corroyage, cela entraînera l'apparition, sous l'outil plat, des foyers de déformation de deux types (selon la figure 4.26, *a*, *c*) et la formation éventuelle ou inévitable d'un pincement superficiel. Les données expérimentales ont démontré que le corroyage à $\varepsilon \leqslant 10$ % garantit l'obtention des rayons de deux autres faces concaves des fers de forge « à trois lobes » *2* et *3* (voir la figure 2.3) supérieurs à R_{cr}, et garantit donc l'absence de pincements superficiels. On n'a pas arrivé à forger les fers *4* et *5* (figure 2.3) sans pincements superficiels. Ceci s'explique par le fait que la diminution du rapport d/R réduit brusquement la résistance du lobe au moment de flexion. Même pour une réduction insignifiante, les deux autres rayons des faces concaves deviennent inférieurs à R_{cr}, ce qui conduit à la formation inévitable du pincement.

Ainsi donc, pour éviter la formation des pincements dans la région de grandes faces concaves, il est nécessaire de réaliser les corroyages à $\varepsilon \leqslant 10$ %, et le rapport d/R des dimensions du fer de forge « à trois lobes » initial doit être égal ou supérieur à 0,75.

Pour le forgeage de pièces du type arbre dans les outils de forgeage combinés, l'angle de découpe de l'outil inférieur est choisi entre 90 et 135°. L'étude de l'influence de l'angle de découpe à la distribution de déformations dans la section au cours du forgeage d'un fer « à trois lobes », ainsi que les résultats de l'analyse d'un modèle statistique du processus de forgeage ont démontré que l'angle de découpe n'a pas d'importance au stade d'arrondissement du fer « à trois lobes ». Cette conclusion est confirmée par l'analyse des champs de lignes de glissement tracées pour le corroyage d'un fer de forge « à trois lobes » dans l'outil inférieur à découpes présentant les angles de 90, 110, 120 et 135° [1].

Dans tous les cas, la première se réalise la jonction des foyers de déformation contigus qui se développent à partir des paliers de contact de l'outil inférieur à découpes, avec formation d'une région plastique unie. A mesure que la réduction augmente, l'angle de découpe de tous les outils examinés se remplit du métal sous l'action de la région plastique en développement et du déplacement de la zone rigide le long de l'axe du fer de forge vers la base de découpe. L'outil inférieur à découpes étant rempli du métal de fer, le développement ultérieur du champ de lignes de glissement est similaire, dans tous les cas, à celui représenté à la figure 4.24.

Pour cette raison, durant le forgeage d'un fer de forge « à trois

[1] Les champs ne sont pas représentés à cause d'une grande complexité du tracé.

lobes » l'angle de découpe de l'outil inférieur ne modifie pas le schéma d'écoulement du métal et n'a qu'une influence négligeable sur la distribution de la déformation dans la section du fer de forge.

4.5. Particularités de forgeage des lingots géants

Les particularités de structure propres aux lingots et aux fers de forge coulés, de même que des procédés et techniques divers de sollicitation par déformation de la structure du métal, sont examinées en détail dans les chapitres précédents. On peut maintenant faire un exposé sommaire des résultats de leur application qui ont abouti à l'amélioration des caractéristiques qualitatives des constructions mécaniques. Ainsi donc, une action exercée à la formation de la macrostructure de la pièce forgée au moyen d'une distribution prescrite des flux d'écoulement du métal dans le cadre du procédé a permis de garantir une augmentation du rendement métallurgique allant jusqu'à 71 % et de fabriquer une pièce forgée d'une masse plus élevée à partir d'un même lingot de départ.

La concentration de déformations dans la zone axiale du lingot de 53 t au cours du forgeage est obtenue grâce à l'emploi du facteur de distribution des températures. Le cycle de forgeage est réduit de 30 %, l'opération d'aplatissement exigeant beaucoup de travail est éliminée et l'équipement puissant de presse est libéré; le temps de refroidissement passif du lingot à l'air est devenu inférieur de plus de 3 fois. Les propriétés mécaniques du métal sont améliorées tant d'après la résistance, qu'en ce qui concerne les indices de plasticité, pour les régimes identiques du traitement thermique final.

La fabrication d'anneaux de deux types et cotes ∅3120 × 1900 (le diamètre intérieur de 1500 mm) et ∅2880 × 1580 (le diamètre intérieur de 1850 mm) a nécessité les lingots ayant une masse de 185 et de 110 t respectivement. L'application des schémas d'écoulement plastique mis au point grâce aux pièces forgées industrielles réelles a rendu possible l'élargissement du fer de forge ajouré par l'outil rhombique à découpes. Une amélioration de la qualité du métal assurée par cette technique a permis de diminuer le coefficient de réduction du fer de forge durant les opérations précédentes d'aplatissement, par suite d'une diminution du nombre d'aplatissements et, respectivement, du nombre de brochages qui suivent ceux-ci, ainsi que grâce à une réduction du taux d'aplatissement, c'est-à-dire grâce à la limitation de celui-ci à l'obtention des cotes d'encombrement du bloc désirées avant l'ajourage. Compte tenu de la valeur de surépaisseurs pour l'usinage et de la disposition du plus important tronçon de pièce au milieu de l'épaisseur de la pièce forgée, on a employé pour l'élargissement l'outil de forge rhombique à angle de découpe de 135°, assurant une augmentation d'environ 2 fois de l'in-

tensité de déformations dans la zone analogue, en comparaison de l'élargissement au moyen de l'outil plat.

Suivant le schéma technologique proposé, on ne prévoit pour les lingots qu'une seule opération d'aplatissement, le coefficient de réduction global est diminué de 11,5 à 4, le nombre de chauffages est diminué de 10 à 7 et de 7 à 4 (pour les pièces forgées de 3120 et de 2880 mm de diamètre respectivement), le rendement métallurgique pour lesdites pièces forgées est élevé à 66 et à 60 % respectivement. Cette augmentation du rendement a permis de choisir pour les pièces forgées des lingots ayant une masse de 145 et de 84 t respectivement. La quantité du travail nécessitée par les techniques proposées est 1,94 fois inférieure à la quantité du travail nécessitée par les techniques usuelles.

Dans le procédé de forgeage de pièces en acier de nuance 12X18H10T, on a utilisé le facteur de distribution des températures pour le ressoudage de défauts dans le métal de la zone axiale à orientation quelconque et la déconcentration des zones de déformation difficile permettant de compenser les flux de déplacement du métal dans la partie centrale de la hauteur du lingot où le plus grand nombre de défauts est disposé. En tant qu'un outil de corroyage du volume sous-masselotte de lingot on a utilisé le tourillon refroidi à l'eau. L'industrialisation des techniques proposées a permis de réduire de 5 fois la quantité de pièces rebutées à cause de non-continuités intérieures.

Dans le cas de barres en acier de nuance 12X18H10T ayant la section transversale carrée de 185 × 185 mm, les propriétés mécaniques à 400 °C et la macrostructure sont à contrôler. L'indice de mise au rebut est constitué par la croix de forgeage détectée au moyen du contrôle métalloraphique.

Conformément à l'algorithme proposé dans le paragraphe 1.2, le schéma technologique se base sur le corroyage à front non rectiligne. Les essais de propriétés mécaniques effectués confirment la diminution d'hétérogénéité du métal : l'anisotropie de la résilience du métal forgé par les outils plats est de 2,6, et celle du métal forgé selon le nouveau procédé est de 1,6 ; la striction des éprouvettes testées à 400 °C a augmenté de 10 %.

On a confirmé d'une façon probante que l'organisation des flux d'écoulement plastique est un moyen efficace d'amélioration de la qualité du métal. Ceci a permis d'appliquer les principes formulés et l'algorithme construit à l'élaboration des procédés de forgeage d'arbres porte-hélice, d'ébauches pour les lignes d'arbres, les mèches du gouvernail, les tiges de navires de fort tonnage.

Le procédé avec ébauchage à la surface latérale concave est essayé et industrialisé lors du forgeage de lingots de 50 t de masse, pour les ébauches de la tige de direction. L'expérience de forgeage a démontré que les calculs du profil de surface latérale, devenant pro-

che de la surface cylindrique à taux d'aplatissement donné, sont acceptables. Le coefficient de réduction au cours de l'aplatissement est diminué à 1,4 au lieu de 2,8 pour le forgeage avec ébauchage usuel. On a en plus obtenu une diminution considérable de fissures à la surface latérale du bloc aplati. En économisant le temps nécessaire pour éliminer celles-là lors du brochage suivant, on a arrivé à exclure un chauffage.

En ébauchant à la surface latérale concave locale, on a forgé une pièce pour un arbre porte-hélice unique de diamètre supérieur à 1000 mm et de longueur 11 470 mm, dont la bride présente un diamètre de 1645 mm.

L'efficacité de l'ébauchage à la surface latérale concave est confirmée par une amélioration, par rapport au forgeage conventionnel, des propriétés mécaniques du métal dans les coupes de l'extrémité d'arbre à laquelle la concavité est pratiquée. La striction des éprouvettes tangentielles est supérieure de 10 %.

La configuration de l'arbre, et notamment la présence de l'ouverture axiale de diamètre supérieur à 100 mm, a permis d'effectuer l'examen du métal de la zone axiale de pièce forgée. Avant le traitement thermique, on a obtenu aux éprouvettes transversales une augmentation de 7 à 9 % de l'indice de striction sur un tronçon de longueur correspondant au profil concave de la surface latérale. Pour les éprouvettes longitudinales, cette différence de striction atteint 10 %.

Les données de calcul obtenues en analysant le modèle de l'état thermique du lingot ont servi de base pour le perfectionnement du procédé de forgeage d'une mèche à partir d'un lingot de 125 t.

Un travail uniforme du métal dans la zone axiale suivant toute la longueur de l'arbre est obtenu par le forgeage sans opération d'aplatissement, mais avec refroidissement préalable de la surface de lingot au cours des opérations de préparation du forgeage. L'application industrielle de ce procédé de forgeage a approuvé sa haute efficacité technologique et son rendement du travail supérieur de 20 % en moyenne. L'examen périscopique de l'ouverture axiale transpercée (de 140 mm de diamètre) a montré un bon travail de déformation du métal de la zone axiale.

Le procédé de forgeage de l'arbre porte-hélice à partir d'un lingot de 40 t dans les conditions de chauffage intense a permis de renoncer au maintien des lingots dans le four avant l'opération d'ébauchage et de réduire le temps de chauffage de 20,5 heures. Le temps total de séjour du lingot dans le four est devenu inférieur de 17 heures, compte tenu d'une augmentation de 3,5 heures du temps de chauffage avant l'aplatissement. Pour le forgeage de pièces à partir de lingots de 65 t, les instructions se basant sur les calculs ont permis de réduire le temps d'exploitation du four de 30 heures.

L'examen de la macrostructure, des propriétés mécaniques et le

contrôle par ultra-sons ont démontré que le métal des pièces forgées au régime donné du chauffage est de qualité excellente.

La solution la plus économique pour le forgeage de lingots d'enfournement à froid est constituée par l'élaboration d'un procédé de forgeage assurant la fermeture et le ressoudage des fissures longitudinales et transversales du lingot. L'application du facteur de distribution des températures a permis de fermer les fissures longitudinales et de ressouder les fissures transversales lors de la première opération de forgeage, et l'élaboration du foyer de déformation au brochage a assuré le ressoudage des non-continuités longitudinales également. Le procédé est mis en œuvre avec des dépenses minimaux à l'outillage, étant donné que la fonction du deuxième outil de forgeage tronconique est remplie par un tourillon refroidi à l'eau et habituellement utilisé pour le serrage à l'aide de manipulateur. Après l'industrialisation du procédé proposé de forgeage, le contrôle de tous les fers de forge a permis de constater que la quantité de pièces rebutées à cause de fissures microscopiques est devenue 7 fois inférieure.

L'efficacité du réglage d'écoulement plastique du métal pour le ressoudage de défauts de non-continuité propres au métal de lingots est vérifiée par la possibilité d'obtenir un fiable soudage à la forge du fer. Quatre paires de lingots de 1,5 t en acier de nuances 25 et 40X furent soumises au soudage à la forge.

Un soudage fiable des pièces forgées égal d'après ses propriétés mécaniques au métal du lingot est assuré grâce à un raccordement conique et au profil concave de la surface latérale des fers de forge pendant l'aplatissement.

Les études à l'hypermicroscope (× 5000) de répliques au carbone des surfaces de rupture des éprouvettes testées ont mis en évidence la qualité de soudage à la forge. La destruction de l'acier de nuance 25 est de nature visco-fragile; la composante fragile est de faible longueur et encadrée de tronçons de cassure fibreuse. Pour la pièce forgée en acier de nuance 40X, la qualité de soudage est bonne en tout point.

On a proposé, pour les fers de forge soumis au cours de l'exploitation à la pression intérieure, d'élaborer, en conformité avec l'algorithme mis au point, le procédé de forgeage à « torsion » de macrostructure suivant une ligne hélicoïdale autour de l'axe de la pièce forgée. La redistribution de l'anisotropie du métal ainsi obtenue a permis d'améliorer les propriétés mécaniques du métal dans la direction d'action des contraintes maximales de service.

Les essais des propriétés mécaniques du métal dans la direction tangentielle ont démontré une élévation de la limite de proportionnalité jusqu'à 1260 à 1290 MPa (la norme étant de 1200 MPa) et de la résilience à —40 °C jusqu'à 260 à 280 kJ/m² (la norme étant de 200 kJ/m²). La redistribution de l'anisotropie du métal obtenue grâce à la régulation du macro-écoulement du métal a donc assuré les

caractéristiques mécaniques données du métal correspondant aux conditions de service des produits.

Les études scientifiques et techniques décrites ci-dessus de l'écoulement plastique non uniforme du métal pendant le forgeage permettent d'aboutir à certaines conclusions et recommandations visant à un nouveau perfectionnement des techniques de forgeage, ainsi qu'à une modification de normes qui réglementent la qualité du métal d'après un indice moyen: coefficient de réduction.

La méthode élaborée de calcul et d'analyse des champs thermiques induits dans le lingot avant le forgeage permet de mettre au point les régimes de chauffage assurant l'ordre prescrit de travail du métal dans les zones de macrostructure du lingot.

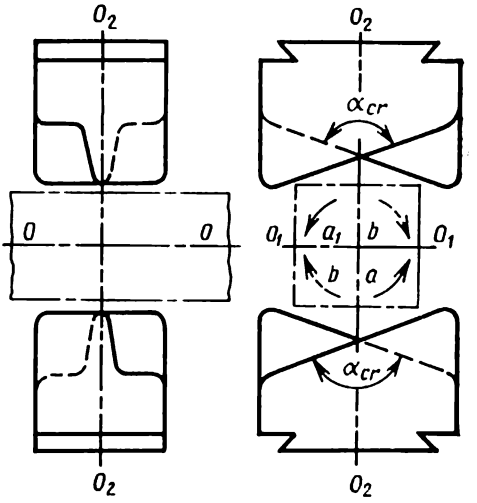


Fig. 4.27. Outils de forgeage à surfaces utiles croisées

L'influence positive des macrocisaillements supplémentaires enregistrés pendant le forgeage par les outils à front croisé (figure 4.27) peut être utilisée dans la production, si l'on dispose des données suivantes: 1) la liaison établie entre les déformations normales et de macrocisaillement; 2) les dépendances expérimentales des déformations de macrocisaillement au cours du forgeage avec l'outillage nouveau et l'évaluation quantitative de l'efficacité des macrocisaillements supplémentaires en fonction des paramètres du régime technologique du forgeage. Ainsi, les expressions complètes pour les déformations finies sont déduites à partir de l'expression du tenseur de déformations finies. L'allongement relatif d'un tronçon le long de l'axe OO

$$\varepsilon_x = (dl_1 - dl)/dl = \sqrt{1+\varepsilon_x} - 1,$$

et les déformations de cisaillement principales sont exprimées en tant que différence des déformations normales principales:

$$\gamma_1 = \varepsilon_1 - \varepsilon_2;\ \gamma_2 = \varepsilon_2 - \varepsilon_3;\ \gamma_3 = \varepsilon_3 - \varepsilon_1.$$

On calcule ensuite les déformations octaédriques normales

$$\varepsilon^0 = (\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3)/2$$

et les déformations octaédriques de cisaillement

$$\gamma^{o} = (2/3)\sqrt{(\varepsilon_1-\varepsilon_2)^2+(\varepsilon_2-\varepsilon_3)^2+(\varepsilon_3-\varepsilon_1)^2},$$

ainsi que l'intensité de déformations

$$\varepsilon_i = \gamma^{o}/\sqrt{2}.$$

En examinant l'effet de déformation des outils à front croisé en tant que résultat du macrocisaillement dans le plan transversal du fer de forge, c'est-à-dire en admettant que la déformation dans le foyer de corroyage est plane, on définit les relations quantitatives entre les déformations finies, tant de cisaillement que normales (ces dernières pour l'écoulement tridimensionnel ayant lieu lors du forgeage par les outils usuels):

$$\gamma^{o}_{pl} = (2/3)\sqrt{(\varepsilon_1-\varepsilon_2)^2+\varepsilon_2^2+\varepsilon_1^2} = \sqrt{(2/3)}\,\varepsilon_{i\,vol}\,;$$

$$\gamma^{o}_{pl}/\varepsilon_{i\,vol} \approx 0{,}72.$$

De cette manière, compte tenu des suppositions faites, les déformations de cisaillement nécessaires se trouvent être 1,4 fois inférieures aux déformations normales.

L'analyse des réseaux de coordonnées déformés démontre que les déformations de cisaillement lors du forgeage par les outils à front croisé sont dans le foyer de déformation $\gamma = 24°$, soit 0,415 rd, le coefficient de réduction global étant de 4. Ceci correspond au rapport entre les déformations normales et de cisaillement de 10 : 1, la même grandeur étant obtenue pendant le forgeage des lingots de 1,7 t, ce qui signifie que le même effet de déformation peut en principe être obtenu à des déformations de cisaillement 10 fois inférieures aux déformations normales calculées d'après le coefficient de réduction.

Le degré de réalisation des déformations de macrocisaillement supplémentaires, en fonction des paramètres principaux du procédé de forgeage avec les outils à front croisé, est établi d'après l'équation de régression pour ledit procédé

$$y = 21{,}62 + 11{,}12x_1 + 13{,}75x_2 + 12{,}25x_1x_2.$$

Dans les intervalles optimaux examinés et définis de variation de l'angle de croisement des surfaces utiles d'outils x_1 (100 à 140°) et du taux de corroyage x_2 (10 à 25 %), les déformations de macrocisaillement sont de 0,86 à 0,92. Cette valeur ramenée au coefficient de réduction d'après le rapport ci-dessus est comprise entre 8,6 et 9,2. Or, le coefficient de réduction à la pièce forgée expérimentale fut de 4. Lors du forgeage par les outils nouveaux, la déformation est donc de plus de 2 fois supérieure à la déformation de calcul. L'intérêt pratique de l'analyse faite ci-dessus réside dans la possibilité de réaliser

un travail de déformation du métal plus efficace grâce au forgeage par les nouveaux outils ou bien dans la diminution jusqu'à 2 fois du coefficient de réduction global de la pièce forgée (à condition que le travail de structure du métal équivalent à celui du procédé de forgeage usuel est assuré).

Les exigences à la qualité des pièces forgées utilisées dans les constructions mécaniques et les constructions navales sont liées aux problèmes de la solidité du métal, de la fiabilité de fonctionnement et de la longévité des produits. L'augmentation des charges, l'intensification des régimes de fonctionnement, la tendance à la réduction de la masse et des cotes d'encombrement de groupes tout en maintenant inchangée leur puissance, amènent à la recherche de nouveaux matériaux à solidité élevée et aux nouvelles solutions constructives. Par ailleurs, il est possible d'obtenir l'augmentation de la fiabilité de fonctionnement des groupes importants et de l'efficacité d'utilisation et de la rentabilité des machines en utilisant les possibilités du forgeage pour améliorer la qualité du métal. Au cours de l'exploitation de navires, une perturbation dans le fonctionnement d'une ligne d'arbres provoque soit une baisse de vitesse du navire, soit un arrêt complet de celui-ci, et la rupture de l'arbre de turbogénératrice entraîne un accident. L'importance des pièces forgées d'un tel type peut être illustrée par les chiffres suivantes : d'après les données du bureau VERITAS, France, le nombre d'accidents pour les navires dotés d'arbres de diamètre supérieur à 400 mm constitue 25,5 % de tous les navires. Selon les informations américaines, 34 % d'arbres porte-hélice des navires à une ligne d'arbres employés aux Etats-Unis sont remplacés après trois ans d'exploitation. D'après les données statistiques, le remplacement des arbres porte-hélice aux navires cotés au Lloyd's a constitué plus de 33 % en 10 ans à partir du moment d'exploitation.

Au cours de l'exploitation, les arbres sont sollicités par le couple moteur, les forces dynamiques, le poids de l'arbre lui-même, le moment de flexion, les forces d'inertie. Parallèlement aux charges principales subies par l'arbre, celui-ci est soumis à l'action de charges impulsionnelles et de choc complémentaires dont l'application est alternée et cyclique.

Les études des arbres détérioriés démontrent que leur rupture au cours de l'exploitation est causée par les fissures superficielles dues à la corrosion et à la fatigue. L'expérience acquise au cours d'une longue exploitation des grands arbres d'usage important dans notre pays aussi bien qu'à l'étranger, prouve que si le diamètre extérieur de l'arbre dépasse 600 mm, un grand pourcentage d'accidents s'explique par une insuffisante longévité de fatigue, propre au métal des pièces forgées obtenues à partir de lingots géants (ou bien par la résistance à la fatigue insuffisante). L'une des sources d'amélioration de la fiabilité de machines est donc constituée par l'élévation de la longévité

de fatigue des pièces grâce à l'utilisation de la réserve de propriétés mécaniques du métal lors du forgeage à macroécoulement prescrit.

La longévité de fonctionnement des pièces est caractérisée par l'indice de longévité de fatigue

$$K_{l.f} = 1 \Big/ \left[1 - \psi \left(\frac{\sigma_R - 2\sigma_{-1}}{\sigma_R - \sigma_{-1}} \right) \right].$$

La comparaison des propriétés mécaniques et de l'indice de longévité de fatigue du métal exécutée pour les pièces forgées par les procédés nouveau et conventionnel (tableaux 4.3 à 4.7) permet d'aboutir à deux conclusions suivantes: 1) il est possible, sans altérer la qualité du métal et la fiabilité des pièces, de réduire le corroyage normal moyen (le coefficient de réduction), à condition d'employer l'un des nouveaux procédés de forgeage proposés; 2) si on utilise les nouveaux procédés de forgeage combinés aux valeurs du coefficient de réduction prescrites par les normes antérieures, il est possible d'obtenir les pièces présentant les indices plus élevés de longévité de fatigue.

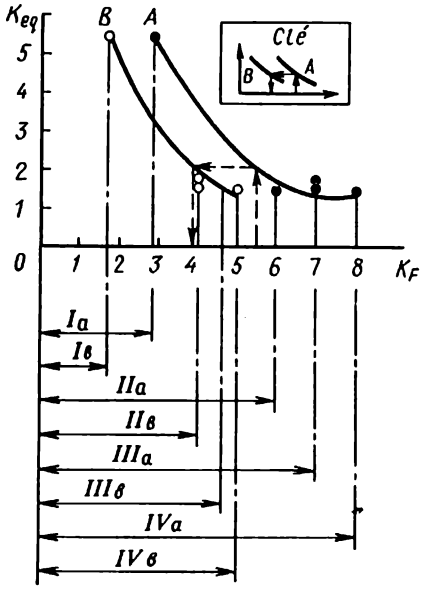


Fig. 4.28. Diagramme pour le calcul de la diminution du coefficient de réduction

Les résultats discutés des essais peuvent être généralisés sous forme de diagrammes (figure 4.28). L'emploi de nouveaux procédés de forgeage est alors obligatoire.

Le coefficient d'équivalence montre de combien de fois il faudrait modifier la valeur du coefficient de réduction par unité de variation de la fiabilité:

$$K_{éq} = K_F \, K_{l.f2} / K_{l.f1},$$

où K_F est le coefficient de réduction suivant les techniques conventionnelles; $K_{l.f1}$ et $K_{l.f2}$ sont respectivement les indices de longévité de fatigue selon les techniques conventionnelle et nouvelle.

Ainsi, en étudiant la qualité du métal de pièces forgées à partir de lingots de 125 t de masse (en acier de nuance 25), on a constaté l'avantage du forgeage à chauffage intensifié (tableau 4.3) et à ébauchage à la surface latérale concave (tableau 4.4). La même élévation

de l'indice de longévité de fatigue du métal de pièce forgée par le procédé nouveau pourrait être atteinte au prix d'une augmentation équivalente du coefficient de réduction global allant jusqu'à $K_{éq} = 2{,}9 \cdot 2{,}98/1{,}61 = 5{,}35$ au cas du forgeage par le procédé conventionnel. Par ailleurs, les résultats d'études montrent que la qualité élevée du métal de la pièce forgée est assurée, même avec le coefficient de réduction minimal qui est 1,6 fois inférieur, grâce à l'ébauchage à la surface latérale concave avant l'opération d'aplatissement (voir tableau 4.4).

Le tableau 4.5 fait état des avantages du forgeage de pièces pour les arbres porte-hélice à partir de lingots de 40 t en acier 35, avec le nouveau régime de retournements. On a donc obtenu les données expérimentales prouvant la possibilité de diminuer le coefficient de réduction de 1,75 fois grâce à l'emploi du nouveau régime de retournements, non seulement sans détériorer la qualité du métal, mais également en élévant l'indice obtenu de longévité de fatigue.

Tableau 4.3

Propriétés mécaniques du métal de pièces forgées à chauffage intensifié

Orientation des éprouvettes	Procédé de forgeage	δ	ψ	K_{IC}, kJ/m²
		%		
Longitudinale	Nouveau	21,0	64,5	1750
	Selon les Normes	14,0	45,0	600
Transversale	Nouveau	20,0	59,0	1460
	Selon les Normes	10,0	36,0	450

Nota. Le coefficient de réduction est de 7.

Tableau 4.4

Propriétés mécaniques dans la direction longitudinale du métal de pièces forgées avec ébauchage à la surface latérale concave

Procédé de forgeage	Coefficient de réduction	δ	ψ	$K_{1.f}$
		%		
Nouveau	1,8	26,7	79,3	2,98
Selon les Normes	2,9	25,0	45,0	1,61

Tableau 4.5

Propriétés mécaniques du métal de pièces forgées pour les arbres porte-hélice produits à partir de lingots de 40 t

Opérations caractéristiques de forgeage	Coefficient de réduction	δ	ψ	$K_{1.f}$
		%		
Brochage à retournement 3 × 90°-45°-3 × 90°	4,0	24,0	62,0	2,1
Aplatissement et brochage à retournement de 45°	7,0	22,0	55,0	1,9

En réalisant le forgeage à prérefroidissement de la surface d'un lingot de 53 t en acier 35ХН3МФА et à corroyage par les outils étroits suivant les tronçons plats, et sans opération d'aplatissement, on est parvenu à une diminution du coefficient de réduction de 1,6 fois, non seulement sans détériorer la qualité du métal, mais même en augmentant l'indice de longévité de fatigue.

L'emploi d'outils de forgeage à front croisé a permis de diminuer le coefficient de réduction de 1,5 fois, en forgeant les lingots de masse de 7 t (tableau 4.7). Ce résultat est en parfait accord avec l'augmentation, définie d'après les réseaux de coordonnées, des déformations de macrocisaillement lors du forgeage avec un coefficient de réduction de 4.

Pratiquement, le diagramme de la figure 4.28 est utilisé en conformité avec la clé représentée, notamment : la valeur du coefficient de réduction prescrite par les normes est portée à l'axe

Tableau 4.6

Propriétés mécaniques du métal de pièces forgées à partir de lingots de 53 t

Opérations caractéristiques de forgeage	Coefficient de réduction	δ	ψ	$K_{1.f}$
		%		
Brochage sur 4 domaines plats sans aplatissement	5	19,0	54,5	1,9
Brochage classique avec aplatissement	8	18,0	48,5	1,7

Tableau 4.7

Propriétés mécaniques du métal de pièces forgées à partir de lingots de 7 t

Opérations caractéristiques de forgeage	Coefficient de réduction	Angle de macro-cisaillement de forgeage	ψ, %	$K_{1.f}$
Corroyage à cisaillement	—	24° (0,4 rd)	32,0	1,40
Brochage classique	6,0	—	20,0	1,23

d'abscisses; de cette valeur, on passe suivant l'axe d'ordonnées jusqu'à la courbe A, ensuite horizontalement, jusqu'à la courbe B et puis, en retournant à l'axe d'abscisses, on obtient une nouvelle valeur du coefficient de réduction nécessaire pour le forgeage en conformité avec l'un des quatre procédés nouveaux. Le champ d'emploi de chacun de ces procédés dépend de la configuration de pièce forgée et est marquée pour plus de commodité, par des segments sur l'axe des réductions K_F, qu'on calcule de façon conventionnelle (comme le rapport de l'aire de la section transversale du lingot à l'aire de la section transversale de la pièce forgée) d'après la valeur minimale.

Les résultats cités de l'étude de propriétés mécaniques du métal de pièces forgées faite pour une grande gamme de masses des lingots, avec variation du coefficient de réduction allant de 1,8 à 8, montrent que l'application de nouveaux procédés de forgeage permet de diminuer le coefficient de réduction de 1,5 à 1,75 fois, tout en élevant l'indice de longévité de fatigue.

Chapitre 5

FABRICATION DES ÉBAUCHES POUR LES CONSTRUCTIONS MÉCANIQUES

5.1. Indices technico-économiques des procédés de déformation

Le déficit en métal toujours croissant dans le domaine des constructions mécaniques représente la cause d'une attention de plus en plus grande attachée aux procédés de traitement des métaux à peu de déchets et surtout à la coulée et l'estampage de précision. Pour choisir un procédé technologique il faut examiner non seulement les dispositions constructives d'un produit et les exigences portées sur celui-ci, mais aussi l'efficacité économique de la production et ses particularités. Le traitement des métaux par déformation est un des procédés les plus progressifs employé en vue de fabriquer les semi-produits et les éléments de machines. Environ 90 % de l'acier élaboré sont soumis à tel ou tel autre traitement par déformation au moyen du laminage, de l'estampage, du forgeage, du pressage et d'autres procédés et opérations. De 15 à 20 % des semi-produits subissent le traitement par déformation deux ou trois fois.

Les procédés avancés du traitement par déformation visent à la diminution progressive du volume d'usinage des métaux par la coupe. Le rapprochement de la forme d'une ébauche de celle d'un élément de machine et l'augmentation de sa précision permettent d'économiser le métal, de réduire la main d'œuvre et le prix de revient. Par exemple, si l'acier laminé est traité par la coupe aux usines de constructions mécaniques, les pertes de métal sont importantes. Le traitement de la même quantité du métal par les presses permet de diminuer de 4 à 5 fois les déchets de métal, d'économiser le temps de fonctionnement des machines-outils et de libérer l'équipement de coupe [26].

La consommation économique du métal au cours de la fabrication des pièces forgées réside dans le concept même de mise en forme plastique: transformation d'une ébauche de forme simple en pièce forgée d'une forme compliquée du même volume. Les déchets de production ne sont pas propres au forgeage et à l'estampage, leur quantité plus ou moins grande reflète le niveau de perfection atteint par tel ou tel procédé concret de fabrication.

Les données présentées par un nombre d'usines démontrent que les pièces forgées fabriquées au cours de l'estampage avec formation de bavure aux presses à genouillère d'estampage à chaud, sont produits conformément à la 2e classe de précision. Le coefficient d'uti-

lisation du métal par rapport à une pièce usinée par procédé mécanique est de 0,45 à 0,55, le rendement métallurgique étant de 0,6 à 0,75. Dans certaines forgeries modernes on assigne pour la fabrication des pièces forgées des surépaisseurs conformément à la 1re classe, et les tolérances, d'après la 2e classe.

A l'usine d'estampage de Tokmak certaines pièces sont fabriquées selon la 1re classe de précision; dans ce cas, le coefficient d'utilisation du métal devient un peu plus grand grâce à la diminution des surépaisseurs et des tolérances. Pourtant la tâche qui consiste à réduire tangiblement la bavure, à diminuer les surcotes et les surépaisseurs de 40 à 60 %, reste très importante. Sa solution réside dans une approche complexe: exigences plus strictes à la qualité des ébauches, aux processus de chauffage, à l'outillage d'estampage, aux conditions du procédé technologique, à la création d'un nouvel équipement.

L'analyse de la qualité des ébauches utilisées par les entreprises pour l'estampage à chaud, témoigne que le paramètre le plus important — volume de l'ébauche — diffère de 3 à 7 % de la valeur nominale. Cette déviation est due à la coupe des produits par la cisaille à profilés et ne peut pas satisfaire aux exigences portées sur l'estampage tridimensionnel précis. Il est possible d'obtenir une déviation du volume ne dépassant pas ±1 % par découpage avec serrage de barre ou d'ébauche, par élimination de rotation de l'axe de l'ébauche par rapport à une barre ou par la coupe à dosage pondéral.

Le réchauffage d'une ébauche doit être stable, les fluctuations de température ne dépassant pas ±15 °C pour que les variations de la résistance du métal à la déformation ne soient pas supérieures à 10-15 %. La différence entre la température des couches extérieures et intérieures d'une ébauche ne doit pas dépasser 100 °C, en même temps la vitesse de réchauffage doit être grande afin d'assurer une productivité de travail élevée et de réduire la formation de battitures. Le procédé de réchauffage automatisé répond à ces exigences, car il assure le régime de température assigné, la mise au rebut des ébauches surchauffées et sous-chauffées, l'observation stricte de la durée du cycle opératoire.

Les exigences principales à l'outillage d'estampage sont les suivantes: augmentation de la précision de fabrication des outils, diminution de la rugosité des surfaces de travail et augmentation de la tenue au cours de l'exploitation. L'expérience prouve que la précision des outils fabriqués doit être supérieure à celle des pièces forgées obtenues d'environ un ordre de grandeur. Par exemple, les tolérances des pièces forgées précises sont égales à 50 % environ de celles des pièces forgées estampées de précision élevée. Dans ce cas, les cavités des matrices doivent être fabriquées suivant la troisième classe de précision. Grâce à ceci la tenue de l'outil est de 5000 pièces forgées.

L'exigence la plus importante portée sur l'estampage de précision élevée consiste à respecter strictement le cycle assigné et la stabilité du procédé, amener en continu la matière lubrifiante technologique, évacuer les battitures, éliminer l'influence des fluctuations de la température (grâce à la mise à la température de l'équipement, des outils et de l'appareillage), assurer le sous-réglage automatique de la hauteur fermée de la presse et contrôler efficacement la qualité des pièces forgées.

L'estampage sans formation de bavures et à peu de bavures à volume réduit (de 50 % en moyen) d'ébarbure est quelquefois utilisé. Un procédé à peu de déchets est étudié pour la fabrication des bagues de roulement: la bavure externe n'est pas prévue et l'imprécision du volume d'une ébauche est compensée par l'épaisseur de la loupe. Le rendement métallurgique est dans ce cas égal à (0,75 à 0,90) pour le coefficient d'utilisation du métal de 0,55 à 0,60 pour des pièces forgées pesant jusqu'à 3 kg. Un procédé d'estampage avec contre-pression caractérisé par peu de déchets, est parfois employé. Ce procédé permet d'éliminer la bavure, d'assurer le remplissage judicieux de tous les éléments de gravure d'une matrice, d'éviter les surcharges d'une presse. Néanmoins, l'utilisation de ce procédé suppose, et ceci étant très important et compliqué, la disposition correcte dans l'ensemble de l'élément qui transmet la contre-pression, et la création d'une loi de modification de la contre-pression.

Un procédé d'estampage à peu de déchets caractérisé par le déplacement de l'excès du métal dans la cavité ouverte de compensation, suivi de coupe du compensateur au cours de l'éjection d'une pièce forgée est actuellement mis à l'essai.

L'estampage par extrusion dans les étampes ouvertes et fermées est considéré comme une autre direction d'augmentation de la précision de l'estampage. Lors de l'extrusion dans les étampes ouvertes la bavure est parfois absente, et le manque de précision du volume d'une ébauche est compensé par la longueur différente de la pièce forgée, le rendement métallurgique peut atteindre 0,8 à 0,9 pour le coefficient d'utilisation du métal égal à 0,5-0,7.

L'estampage par extrusion est effectué aux presses d'estampage à chaud, dont l'effort n'est utilisé qu'à 30-40 %, si bien que les recherches sont en cours en vue de perfectionner les presses utilisées pour l'extrusion du métal.

L'estampage par extrusion dans les étampes formées est réalisé aux presses à double effet. Les pertes du métal par formation d'une bavure sont absentes, la surépaisseur pour l'usinage et les tolérances diminuent de 40 à 70 % en comparaison de l'estampage avec la formation d'une bavure, les dépouilles d'estampage ne sont pas prévues. Il est possible de réaliser les cavités internes profondes dans les pièces forgées; le coefficient d'utilisation du métal est de 0,7 à 0,85 pour le rendement métallurgique de 0,85 à 0,90.

On parvient à une précision plus élevée selon la hauteur, si on utilise l'estampage en conteneur fermé sans bavure. Pourtant en ce cas-là l'effort de l'étampe créé au cours de l'estampage dépasse de 5 à 6 fois celui nécessaire pour la déformation du métal de l'ébauche.

L'emploi des procédés types de l'estampage tridimensionnel à chaud permet de réduire considérablement le cycle d'introduction de nouveaux produits, de diminuer leur prix de revient, d'exclure la nécessité d'étudier à nouveau la technologie et l'outillage pour beaucoup de pièces [22]. Par exemple, l'Institut de recherche et de technologie de la construction d'appareils de contrôle et de mesure a élaboré une Norme d'Etat pour l'estampage par extrusion dans les étampes ouvertes aux presses à vis et à génouillère [13].

L'analyse de la nomenclature des éléments d'appareils a permis de constater qu'une variante type du procédé d'estampage est déterminée par deux facteurs suivants: configuration et matériau de la pièce forgée. A chaque procédé correspond une variante type désignée dans les cartes d'une norme (avec indication du croquis d'une ébauche, du matériau, des régimes thermiques de traitement, de la dénomination et la description d'opérations, de la dénomination de l'équipement, de l'outillage d'estampage et de mesure et des indices principaux pour la réglementation du travail). En outre, il est prévu d'utiliser le matériel de pointe, les mécanismes et automatismes. de contrôler la qualité des pièces forgées.

La surépaisseur prévue pour l'usinage, exerce une influence importante sur le prix de revient des pièces forgées. La surépaisseur est réduite grâce à l'utilisation des presses modernes aux dispositifs à commande numérique. Ainsi, le procédé d'estampage avec « galetage », effectué aux presses équipées de dispositifs à commande numérique, permet d'obtenir des pièces forgées à partir des lingots pesant de 200 à 300 kg avec les tolérances de ± 3 à 5 mm sur le diamètre et de ± 10 mm sur la longueur.

La surépaisseur prévue pour l'usinage des pièces forgées produites par l'estampage dépend des paramètres divisés en trois groupes. Le premier groupe comprend les paramètres suivants: grandeur et profondeur des défauts superficiels, y compris des battitures estampées, de la rugosité de surface et d'une couche décarburée. Le deuxième groupe est formé par le déplacement admissible des étampes dans le plan de séparation, la trace d'ébarbure découpée. Le troisième groupe est constitué par les surcotes dues à l'arrondi des angles et aux dépouilles d'estampage. Il n'est pas admissible de définir la surépaisseur comme la somme des paramètres énumérés, car on ne peut pas disposer des données précises sur la profondeur des défauts superficiels et la grandeur des surcotes. Dans ces conditions l'addition aurait amené aux surépaisseurs très importantes. Plus le champ de tolérances est étroit, moins grande est une surépaisseur assignée (pour l'estampage de précision cette dernière peut être nulle).

La valeur du déplacement des étampes et de la déviation des pièces forgées ne peut pas dépasser la différence entre la surépaisseur et la valeur absolue d'une tolérance négative de dimension.

Un système unifié pour la détermination des surépaisseurs prévues pour l'usinage n'est pas élaboré. Les normes sur les surépaisseurs existent dans 5 pays: U.R.S.S., U.S.A., R.F.A., France et Suède. En U.R.S.S., la surépaisseur est assignée selon les dimensions qui sont liées à la forme d'un produit ou ne le sont pas. En France, la surépaisseur est définie en fonction des dimensions des pièces forgées. Aux Etats-Unis, le paramètre principal dont dépend la surépaisseur est la masse d'une pièce forgée, d'autres caractéristiques (dimensions de la pièce, type de l'équipement utilisé pour l'usinage) étant également pris en compte.

Les exigences pratiques sont orientées à fixer les surépaisseurs compte tenu de trois conditions: elles doivent être faciles à déterminer, univoques et correspondre à l'état actuel du développement de la technique.

L'efficacité intégrale d'utilisation du métal aux ateliers de traitement des métaux par déformation est évaluée à l'aide du rendement métallurgique qui représente le rapport de la masse d'une pièce forgée à la norme de consommation du métal. Il n'y a pas longtemps, dans les usines de fabrications mécaniques la quantité de copeaux d'usinage atteignait 1500 kg par tonne des produits finis. A présent, ce chiffre est réduit à 515-715 kg.

Un autre indice caractérisant l'utilisation du métal est le coefficient de précision pondérale, qui s'exprime par le rapport de la masse de pièce finie à la masse nominale de pièce forgée.

L'évaluation du niveau de technologie du traitement des métaux par déformation à l'aide de ces indices contribue à la mise en œuvre des procédés progressistes, au perfectionnement de la construction des pièces, à la recherche des formes des pièces du point de vue technologique, au rapprochement de la forme d'une pièce forgée de celle d'une pièce finie. Afin de mettre en évidence les réserves de l'économie du métal dans les forgeries et ateliers d'estampage le Centre consultatif d'Etat d'optimisation et d'automatisation des études des procédés de traitement des métaux par déformation a recueilli des renseignements sur les pièces et dessins d'exécution des pièces forgées de 22 usines de différentes industries. En se basant sur l'information concernant les détails, on a procédé à l'étude des plans des pièces forgées à l'aide d'un ordinateur [5]. L'étude a été effectuée selon les programmes standards, si bien que la comparaison avec les dessins des usines a été faite dans des conditions identiques pour toutes les usines. Les masses des pièces forgées élaborées par des technologistes et par un ordinateur, ont été comparées. La méthodologie utilisée pour établir un programme pour un ordinateur, permet de concevoir une pièce forgée avec une consommation minimale du métal,

ainsi que de révéler les défauts des dessins des pièces forgées faites par des technologistes. La surépaisseur élevée et mal fondée est la cause essentielle de la consommation excessive du métal, en outre, le choix de grandes surcotes pour les orifices axiaux, la simplification de la configuration des pièces forgées augmente inutilement la consommation du métal (parfois de 15 à 20 %).

Les exemples considérés démontrent à quel point il est important d'accorder une attention au perfectionnement ininterrompu des procédés de traitement des métaux par déformation dans les constructions mécaniques.

5.2. Fabrication des ébauches des arbres

Laminage des arbres. Ces dernières années, l'attention des constructeurs des machines est attirée par le procédé de fabrication des arbres à gradins qui consiste à réaliser le laminage transversal à l'aide des cylindres à calibres cunéiformes. La formation des retassures aux abouts après le laminage représente un inconvénient, car ceci se traduit en pertes du métal. On a proposé de laminer les zones d'about à deux étapes (Brevet n° 500866, U.R.S.S.) en vue de réduire les retassures aux abouts.

A la première étape on procède au laminage de la partie plus courte d'une ébauche jusqu'au diamètre final, à la seconde étape, de la partie restante. La partie courte fait 0,2 à 0,5 du diamètre de l'ébauche. La profondeur d'une retassure qui se forme au cours du laminage par le procédé décrit est 3 fois moins grande. La partie d'un arbre laminée la première est un tronçon d'about rigide qui empêche le développement de la retassure lors du corroyage qui suit.

Un autre moyen utilisé afin d'améliorer la qualité des arbres laminés et réduire la retassure aux abouts, consiste à refroidir au cours du laminage un bout de l'ébauche à la profondeur de 0,1 à 0,25 du diamètre initial jusqu'à la température à laquelle la limite d'écoulement augmente de 1,5 fois (Brevet n° 564911, U.R.S.S.). Le refroidissement se fait par un jet d'eau amenée vers le bout d'une ébauche laminée ou, parfois, par immersion de ce bout dans l'eau. Par exemple, des ébauches de diamètre 20 mm réchauffées jusqu'à 1000 °C ont été soumises au refroidissement aux bouts jusqu'à 500 °C en longueur qui ne dépasse pas la moitié du diamètre. Ceci a permis de diminuer la profondeur d'une retassure aux abouts de 1,6 fois, de la réduire à la valeur de surépaisseur pour l'usinage.

Dans l'Institut d'Etat de recherches scientifiques et des études des constructions mécaniques pour la métallurgie on a étudié sous la direction de l'académicien A. Tselikov un procédé de fabrication des arbres de rotor à profil hélicoïdal par laminage à chaud transversal et hélicoïdal. Ce procédé est mis en œuvre à l'entreprise « Arse-

nal » de Léningrad [7] pour la fabrication des arbres de rotor de diamètre 125 mm à engrenage symétrique suivant tout le périmètre. Le laminage est effectué par trois cylindres à calibres à vis taillés sur eux, situés de façon symétrique par rapport à une ébauche. La commande du laminoir, qui peut être manuelle ou automatique, s'effectue à partir du pupitre. La capacité du laminoir est de 150 mille arbres par poste. Le diamètre d'une ébauche pour la fabrication d'un arbre moteur de rotor est égal à 113,5 ± 0,1 mm, d'un arbre mené, à 109,7 ± 0,1 mm. Le matériau des ébauches est l'acier 40. Pour que l'ébauche soit mieux serrée par les cylindres, sa tête est de forme conique. La longueur du cône de l'ébauche pour un arbre moteur de rotor est de 40 mm, d'un arbre mené, de 25 mm, l'angle du cône est dans les deux cas égal à 7°.

Le profil hélicoïdal des arbres de rotor formé par le laminage subit un usinage ultérieur (fraisage), les parties d'entrée et de sortie du profil sont enlevées par des tours. La surépaisseur pour l'usinage est de 2 à 2,5 mm. Les arbres laminés ont des dimensions à variations insignifiantes. L'arbre mené: diamètre extérieur de 0,5 à 0,7 mm, diamètre intérieur de 0,3 à 0,8 mm, l'épaisseur d'une spire de profil de 0,2 à 0,4 mm ; l'arbre moteur : diamètre extérieur de 0,7 à 1,0 mm, diamètre intérieur de 0,5 à 0,7 mm. La différence est due à ce que l'arbre moteur de rotor est moins stable dans les cylindres lors du laminage. La rugosité de la surface d'un profil laminé est de $R_z = 20$ à 10 μ à $R_a = 2,5$ à 1,25 μ.

L'emploi du laminage transversal et hélicoïdal des arbres de rotor pour les compresseurs à vis dans l'industrie a témoigné ses performances techniques et économiques élevées: la consommation du métal est réduite, l'équipement mécanique est libéré, etc. [7].

A l'usine de construction-automobile de Minsk est mise en œuvre l'élargissement longitudinal à froid des pièces du type arbre à bourellet aux bouts (barres de torsion) en acier 45XH2MΦA et des demi-essieux du pont arrière des automobiles en acier 38XΓCA [10]. La mise en forme des pièces se produit sur le laminoir d'élargissement profilé ΠP-40 à commande programmé. Deux galets non commandés servent d'outil d'élargissement. Une ébauche laminée est serrée par des mandrins de serrage de deux côtés. Les galets sans se tourner se rapprochent jusqu'aux butées frontales et s'enfoncent dans l'ébauche fixe dans la zone d'un des congés de raccordement, ensuite a lieu le brochage longitudinal de l'ébauche jusqu'à la zone du deuxième congé de raccordement. Les galets sont écartés et le cycle de corroyage avec le retournement à 90° est répété. Au cours de trois ou quatre passes avec le retournement de l'ébauche suivant le programme donné par une carte perforée sont formées les parties cylindriques de la pièce et du congé de raccordement. La rugosité de surface fait de $R_z = 20$ à 10 μ jusqu'à $R_a = 2,5$ à 0,63 μ. Le temps de fabrication d'une pièce est de 2 à 2,5 minutes.

Estampage des arbres. L'estampage est employé depuis bien longtemps pour la fabrication des vilebrequins pour les moteurs à explosion. De principaux mérites de ce procédé sont les suivants: diminution de la consommation du métal, disposition favorable des fibres de macrostructure (sans coupures). Ces derniers temps, de nouveaux procédés d'estampage des vilebrequins se sont répandus. Ils permettent d'exclure les dépouilles d'estampage sur des flasques et de procéder seulement au meulage des tourillons d'appui. Le procédé conventionnel d'estampage des vilebrequins à manetons très courts et à flasques tout proches les uns des autres, n'est pas avantageux du point de vue économique. Dans la zone du coude se produit l'usure importante de la gravure d'une matrice à cause des charges mécaniques et thermiques élevées.

Le processus concret d'estampage comprend les opérations suivantes: décalaminage d'une ébauche, remise à la machine électrique de refoulement, réchauffage local et refoulement. D'un bourrelet refoulé on forme le coude par un coup de marteau à friction, ensuite on ébavure à la presse d'ébavurage. Les flasques d'un coude sont fixés dans un serre démontable et l'on procède à l'aplatissement du maneton à l'aide des outils de forgeage « flottants ». Grâce à ceci l'on arrive à obtenir une distance assignée entre les flasques du coude et des plans calibrés des deux flasques. Les bouts de l'arbre sont réchauffés et estampés dans une étampe ouverte sans déformer le coude, ensuite on ébavure, et les bouts du vilebrequin sont meulés.

Le nombre de pièces fabriquées à l'aide d'une étampe avant sa remise en état se chiffre à 6000, la consommation du métal est réduite de 11 %, l'économie de l'énergie électrique au cours du réchauffage est de 40 % et la quantité de travail nécessitée par l'usinage diminue de 18 %.

La combinaison de l'estampage et des éléments de laminage permet également d'obtenir de bons résultats. Une pièce forgée qui deviendra une manivelle, préalablement forgée et dressée, est cintrée à la température d'estampage et corroyée à la presse (elle est poussée entre deux rouleaux installés sur la table de la presse et formant un calibre). Le poinçon central inférieur de la presse forme un maneton de manivelle, et les rouleaux, les flasques. Les rouleaux peuvent être liés au poinçon par une barre crénelée. Les pièces forgées sont fabriquées avec des surépaisseurs minimales et possèdent une bonne macrostructure.

Les vilebrequins pour des moteurs diesels sont considérés comme les pièces de forme compliquée et à destination très importante. Les vilebrequins de grandes dimensions ne peuvent pas être produits par l'estampage conventionnel, ceci définit l'emploi du procédé de forgeage avec le cintrage et le tordage ultérieurs des tourillons. Les pertes du métal sous forme de copeaux au cours de l'usinage des coudes et des flasques se chiffrent à 70-75 %. Mais les besoins en

diesels augmentent toujours vu leur économie, la construction simple et une grande puissance spécifique. Grâce à ceci, les procédés de fabrication de telles pièces forgées sont sujets aux perfectionnements ininterrompus: on utilise des dispositifs complémentaires aux presses, on construit des presses spéciales, on combine le refoulement des flasques au cintrage des coudes, etc. En R.D.A. on a proposé d'obtenir durant un cycle opératoire un vilebrequin à partir d'une ébauche cylindrée ou préalablement forgée (figure 5.1).

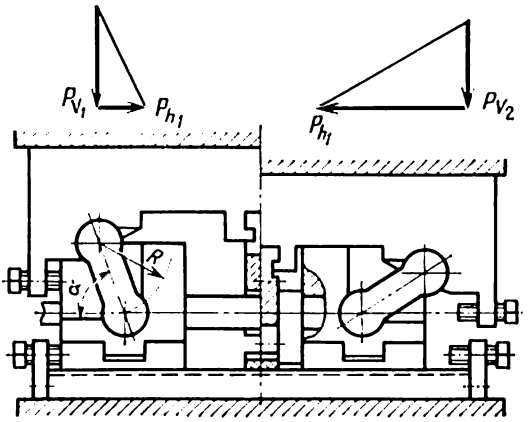


Fig. 5.1. Etampe pour la fabrication des vilebrequins

L'étampe est installée sur la table d'une presse hydraulique. Au cours de l'estampage les opérations suivantes sont effectuées: serrage par des parties de l'étampe d'une zone définie d'une ébauche, refoulement de cette zone, cintrage. Lorsqu'une semelle supérieure de l'étampe descend, une composante horizontale de l'effort P_{h_1} comme résultat de la décomposition de l'effort du coulisseau (voir figure 5.1, les triangles des forces) apparaît. La composante horizontale augmente au fur et à mesure que descend la semelle supérieure de l'étampe: $P_{h_1} > P_{h_1}$.

Après le réchauffage d'un tronçon de l'ébauche, cette dernière est posée sur la matrice inférieure. Quand la semelle supérieure est en mouvement, deux paires de parties d'une étampe serrent le tronçon réchauffé de l'ébauche et le refoulent ensuite. La rotation des leviers articulés entraîne le mouvement des parties jointes de l'étampe, l'une à la rencontre de l'autre. L'effort transmis du coulisseau augmente d'une façon considérable. Pendant ce mouvement le poinçon descend en déplaçant le tourillon de l'arbre en position imposée. Des flasques au refoulement sont obtenus de forme ellipsoïdale, car l'écoulement du métal n'est pas limité par l'outil.

La construction de l'étampe (voir figure 5.1) est simple et solide, elle a les avantages économiques surtout pour un grand nombre de coudes que possèdent les vilebrequins à tourillons d'appui de 90 à 500 mm de diamètre. Les dimensions maximales d'un vilebrequin sont définies par celles de l'étampe et l'effort de la presse. Pour l'estampage des vilebrequins, dont le diamètre de maneton est de 700 mm, et celui de manivelle, de 950 mm, il faut une presse à

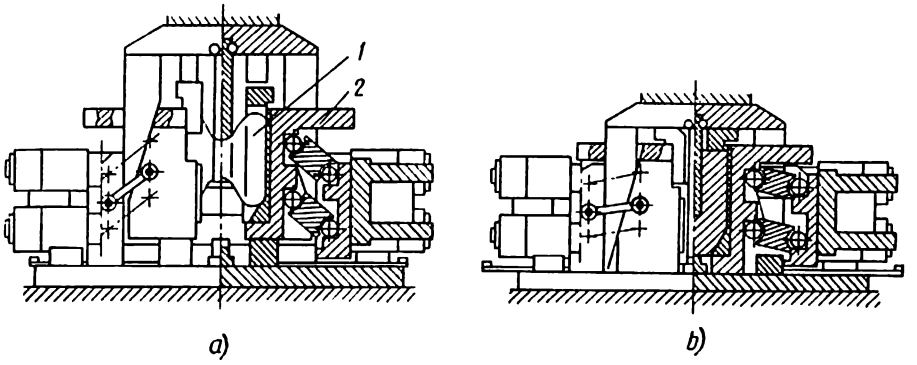


Fig. 5.2. Etampe pour l'estampage du coude de vilebrequin

effort de 32 MN. Comme environ 90% de la surface du coude sont limités par l'outil au cours de la déformation, on obtient un vilebrequin dont la forme et les dimensions sont de grande précision.

Un schéma favorable d'écoulement du métal, l'absence de coupure des fibres de la macrostructure ont permis d'élever la résistance à la torsion de l'arbre de 22,2 % et la résistance totale de 15 %, ainsi que de diminuer les diamètres des tourillons d'appui et des manetons des vilebrequins de 8 %.

Les dimensions et la masse des vilebrequins augmentant, les procédés de forgeage combiné ont connu un développement ultérieur compte tenu des déplacements importants de déformation du métal lors de la mise en forme des flasques, tourillons et manetons qui permettent d'assurer les propriétés mécaniques élevées du métal d'une pièce forgée produite à partir d'un lingot. On forge la masselotte et le dessous du lingot, on coupe la tête et la queue, on étire la partie centrale et procède au refoulement « bilatéral » des flasques, à leur aplatissement et à l'estampage du coude de vilebrequin. Le procédé d'estampage est effectué dans une étampe (figure 5.2, *a*: position avant la course, 5.2, *b*: à la fin de l'estampage).

L'étampe fonctionne de la façon suivante. Lorsque l'étampe est ouverte, les porte-matrice *2* sont séparés. En cette position une

ébauche réchauffée est posée dans la matrice *1*. Au cours de la descente de la moitié supérieure de l'étampe le poinçon sollicitant une partie de l'ébauche, déplace cette dernière vers le bas. L'ébauche déplacée remplit la cavité créée par les surfaces inclinées des parties de la matrice. En même temps se produit le refoulement d'une surépaisseur sur la partie de l'ébauche qui a été soumise à la compression grâce au rapprochement des porte-matrice. Ceci entraîne également l'introduction des insertions dans l'ébauche. A la fin de la course active s'achève la formation des flasques et du tourillon.

Ces dernières années grâce aux perfectionnements apportés à l'équipement et l'outillage, le procédé de cintrage avec refoulement se rapproche, d'après la précision d'exécution des éléments du vilebrequin, de l'estampage précis. Ceci permet de réduire la consommation du métal et d'accroître ses caractéristiques de fonctionnement [23]. Ce procédé assure l'augmentation de la résistance à la fatigue des vilebrequins de 15 à 20 %.

Le procédé de cintrage avec refoulement consiste à former successivement les tronçons de vilebrequin: arbres manivelles avec les flasques, tourillons d'appui et manetons, en refoulant les flasques et en cintrant simultanément les tourillons et manetons. Un tronçon de l'ébauche est réchauffé jusqu'à la température d'estampage dans un inducteur ou dans un four, ensuite elle est formée par la presse dans un dispositif à deux mouvements perpendiculaires interdépendants qui exécute le refoulement des flasques et le cintrage du maneton.

Afin d'économiser le métal et de diminuer la quantité de travail pour l'usinage des détails du type des arbres à vis sans fin on procède au refoulement aux machines horizontales à forger. Par exemple, pour la fabrication d'un arbre de tour à fileter on emploie une ébauche de 38 mm de diamètre et longue de 125 mm. L'estampage par les machines horizontales à forger dans une étampe à trois positions permet d'économiser 11,5 tonnes du métal par an et de diminuer de 4 fois la quantité de travail nécessitée par l'usinage.

Il est tout à fait évident qu'il est rationnel de passer de l'estampage des vilebrequins par des marteaux à celui par des lignes spécialisées d'estampage. La constitution d'une telle ligne de fabrication des arbres de 10 à 100 kg pourrait être la suivante: appareils de chauffage, rouleaux d'estampage ou presse à bielle pour l'estampage préalable, presse à bielle d'estampage à chaud ou presse à commande par coin à effort de 30 à 1200 MN pour l'estampage définitif.

Les dépouilles d'estampage sont diminuées à 1°30′ en comparaison de l'estampage au marteau. La surépaisseur au contrepoids est réduit jusqu'à 1 mm, et aux tourillons d'appui, jusqu'à 3 mm; la masse d'une pièce forgée est diminuée de 10 %, et les pertes par usinage, de 35 %.

Forgeage des arbres. Les questions principales ayant trait à ce domaine des constructions mécaniques ont été examinées en détail dans les chapitres précédents qui portent sur les régimes de déformation et particularités de construction des outils utilisés pour le forgeage des lingots. Voyons quels sont les succès acquis dans ce domaine.

Une société de R.F.A. [1] a fabriqué d'un lingot pesant 300 tonnes une pièce forgée de 155 tonnes pour un arbre de rotor d'un turbogénérateur de 600 000 kW. Les technologistes ont renoncé à l'opération de refoulement, car le diamètre extérieur du lingot (3140 mm en moyenne) permettait le coefficient de réduction égal à 3,75. Pour le brochage les outils larges de 1100 mm ont été utilisés. Le bilan de métal a été comme suit: déchets avec masselotte: 60 t (19,8 %), bonne partie du lingot: 192,3 t (63,5 %), déchets avec dessous: 44,4 t (14,7 %), pertes au feu: 4,7 t (2 %), masse totale du lingot: 301,4 t (100 %). Suivant les normes courantes de consommation du métal dans les ateliers où fonctionnent les presses, on a besoin d'un lingot de 362 t pour en fabriquer une pièce forgée de 179 t. Le contrôle par ultra-sons étant obligatoire, la probabilité d'obtenir une pièce forgée de haute qualité à partir d'un lingot de 301,4 t dépend de la masse de celle-ci:

Masse d'une pièce forgée, t	147,5	158,5	170	179
Probabilités d'obtenir une pièce forgée de haute qualité, %	95	80	60	35

5.3. Fabrication des ébauches annulaires

Laminage des anneaux. On peut fabriquer aux laminoirs des anneaux dont le diamètre extérieur est de 100 à 3800 mm. A ces fins sont utilisées des ébauches brochées en poussée qui sont laminées entre un mandrin, un cylindre principal et une paire de cylindres coniques. La largeur d'un anneau au cours de l'élargissement est réglée par les cylindres coniques qui transmettent un effort vertical à l'ébauche et peuvent se déplacer d'après un programme donné, en vue d'éliminer le glissage avec l'ébauche lors de l'élargissement. Les déchets au cours de l'élargissement de l'ébauche ne sont pas prévus (les déchets de métal lors de l'emboutissage des pièces forgées analogues se chiffrent à 16,5 %). La capacité d'un laminoir est de 95 pièces par heure (80 pièces dans le cas de l'emboutissage). Souvent l'élargissement aux laminoirs représente la dernière opération de la fabrication des pièces sous forme d'anneaux. L'élargissement se fait alors à froid en plusieurs passages avec le recuit intermédiaire de l'ébauche. A la fin de trois passages on peut obtenir l'augmentation de diamètre d'une bague de 150 % avec la tolérance $\pm 0{,}05$ mm.

A l'usine Malychev à Kharkov on utilise le laminage transversal de grosses ébauches en anneaux avec de profonds canaux et surfaces

de profil. L'économie obtenue pendant un an grâce à la mise en œuvre du laminage transversal au laminoir trio, monte à plus de 100 mille roubles [3].

Emboutissage des bagues. Les difficultés de mise en pratique de l'emboutissage sans formation de bavure ont entraîné la diffusion d'une gamme de procédés d'emboutissage à peu de déchets, par exemple, l'emboutissage des bagues des paliers axiaux à contre-pression. Les pièces forgées de quatre types et cotes de diamètre de 80 à 100 mm ont été fabriquées auparavant par quatre passages, y compris le refoulement et l'emboutissage avec formation de bavure sur un marteau, ainsi que la coupe de bavure et l'ajourage d'un trou sur une presse. L'emploi de l'emboutissage à contre-pression (l'ébauche est préalablement refoulée) dans l'étampe à trois positions à une presse à bielle permet d'économiser environ 0,42 t d'acier par 1000 pièces forgées. Un avantage complémentaire de ce procédé réside dans l'accroissement de la précision des pièces forgées: la tolérance sur le diamètre égal à 107 mm est diminuée de 1,5 mm jusqu'à 0,5 mm.

Des résultats rassurants ont été obtenus au cours de l'emboutissage sans formation de bavure employé pour la production des bagues de gros paliers de cardan. A la presse à bielle d'estampage à chaud à effort de 16 MN on a monté une étampe à dispositif de compensation de contre-pression. Des ébauches ∅ 80 × 163 mm et ∅ 60 × 123 mm pour des pièces forgées pesant 5,1 kg et 2,74 kg respectivement en acier laminé à chaud de précision courante, sont coupées par des presses-cisailles avec déviation de masse ±1,5 %. Des ébauches (acier ШХ15) réchauffées dans un four à chambre à gaz jusqu'à 1050 °C, sont aplaties par des outils plats jusqu'au diamètre proche du diamètre maximal de la pièce forgée, ensuite on procède à l'emboutissage à contre-pression. En tant qu'éléments de contre-pression sont utilisés des ressorts à cuvette, le manque de précision de la masse des ébauches est compensé en volume circulaire suivant le bout étroit d'une pièce forgée.

L'expérience acquise par l'Usine d'Etat des paliers et roulements « 1ГПЗ » dans le domaine de l'emboutissage sans formation de bavure permet de recommander encore un schéma du procédé technologique: emboutissage des ébauches en bagues aux machines horizontales à forger avec emboutissage ultérieur sans formation de bavure des ébauches finales effectué à une presse à bielle à contre-pression et équipée de compensateur. Un tel schéma a été réalisé pour l'emboutissage des bagues des roulements coniques à double rangée dont la surface intérieure se compose de deux cônes tronqués. On obtient aux machines horizontales à forger des ébauches embouties à surfaces cylindriques et on forme aux presses des zones coniques. La tolérance sur la hauteur des ébauches se chiffre dans les limites de 2,5 mm [9]. L'emploi d'une cavité ouverte de compensa-

tion permet d'accroître encore plus la précision des pièces forgées grâce à la diminution de la tolérance sur l'ébauche initiale. On obtient une considérable économie du métal en utilisant le procédé décrit de fabrication des ébauches à bagues.

Les ingénieurs soviétiques ont élaboré un procédé d'estampage tridimensionnel à étampe ouverte, à la 3e étape de l'estampage on utilise la bavure coupée d'une pièce forgée qui a été estampée selon un procédé conventionnel. Ceci permet de former une pièce forgée à partir d'une ébauche de volume moins grand. Une ébauche initiale raccourcie est mise dans la partie inférieure de l'étampe, sur le logement de bavure on pose la bavure. A la 3e étape de l'estampage l'ébauche et la bavure qui joue son rôle habituel sont soumises à la déformation. On a procédé à l'estampage d'une pièce forgée de moyeu à partir d'une ébauche de 105 mm de diamètre, longue de 162^{+2} mm. D'une ébauche raccourcie de même diamètre et longue de 155^{+2} mm on a obtenu avec l'utilisation de la bavure d'une pièce forgée précédente une ébauche correspondant au plan et aux spécifications techniques. La moitié d'un lot de pièces forgées est estampée des ébauches de longueur normale, la bavure est coupée et mise à côté. L'autre moitié des pièces forgées est fabriquée des ébauches raccourcies; avant l'estampage la bavure est réchauffée avec le second lot des ébauches. L'économie du métal calculée à une ébauche des deux lots constitue la moitié de la différence de la masse des ébauches normale et raccourcie. Pour fabriquer une pièce forgée de moyeu la masse d'une ébauche de calcul est de 11,01 kg, celle d'une ébauche raccourcie, de 10,53 kg, l'économie du métal par pièce forgée se chiffre à 0,24 kg.

Fabrication des ébauches dentées. Les roues dentées sont largement répandues dans les constructions mécaniques, leur production monte à 250-300 millions de pièces par an. Dans la plupart des cas les ébauches de ces pièces sont fabriquées par le procédé d'estampage dans l'étampe ouverte sans formation de dents. Le coefficient d'utilisation du métal ne dépasse pas 0,35 à 0,45, beaucoup de métal est perdu avec les bavures pour les surcotes et surépaisseurs, l'effort d'estampage est exagéré de 20 à 40 %, et la consommation de l'énergie pour les besoins technologiques, de 10 à 20 %.

De bons résultats ont été obtenus au cours de l'estampage par aplatissement sans formation de bavure dans l'étampe fermée des pièces forgées des roues dentées cylindriques. Afin de prévenir la destruction des étampes due à l'excès de volume des ébauches, on utilise des fenêtres de compensation.

L'estampage à peu de bavure avec les dimensions du cordon diminuées de 50 % en moyenne, permet de réduire la consommation du métal sous forme de bavure de 20 à 50 %. Un exemple caractéristique représente l'estampage des pignons coniques dans la forgerie de l'Usine de construction automobile Likhatchev, où pour

une ébauche pesant 3,5 kg les déchets font 0,4 kg et le rendement métallurgique est égal à 0,89.

L'Institut expérimental de recherche de la construction du matériel de forge a étudié l'estampage des roues dentées sans toile [15] aux matrices démontables. Le procédé consiste à réaliser l'extrusion du métal par un poinçon d'un récipient cylindrique dans la cavité d'une gravure formée par les demi-matrices supérieure et inférieure (figure 5.3).

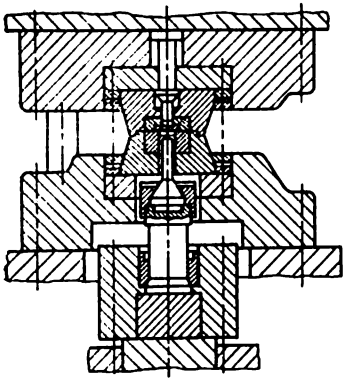


Fig. 5.3. Etampe pour l'extrusion des roues dentées

Au début de la course du poinçon l'ébauche est aplatie et par là même centrée. Ensuite se fait l'extrusion du métal en direction radiale: dans la cavité de la couronne, et en direction axiale: dans la cavité du moyeu. La possibilité de l'écoulement du métal en deux directions assure le « soulagement » de l'étampe et un bon remplissage de la gravure sans consommation du métal en excès. La mise en œuvre du procédé élaboré donne un effet économique important.

A l'Usine de construction automobile de Minsk on fabriquait des pièces des engrenages de levier de réglage en les tournant à partir des barres de 65 mm de diamètre. Le tronçonnage au tour à lui seul provoquait les pertes de 12 % du métal. Le passage à l'estampage sans formation de bavure a permis de choisir une ébauche initiale d'un diamètre de 40 mm, pour la division de laquelle est utilisée une presse-cisaille. Pour cette opération on a réussi à réduire la consommation du métal et à augmenter la productivité du travail.

Ensuite les ébauches obtenues sont amenées au réchauffeur par induction d'où après avoir atteint la température de 1100 °C elles sont introduites dans la zone de travail de l'étampe à coin à matrices démontables. En trois gravures de l'étampe a lieu le forgeage préalable, l'estampage final et la coupe du cordon. La norme de consommation du métal selon cette technologie est diminuée de 32 %.

Une autre étape de perfectionnement de la technologie de fabrication des roues dentées est représentée par le matriçage des ébauches à dents. Une barre de 88,9 mm de diamètre est employée comme une ébauche pour le matriçage d'une roue dentée motrice. La barre est fixée dans l'étampe inférieure, la partie saillante longue de 139,6 mm est aplatie en première gravure préalable afin d'obtenir une zone cylindrique haute de 50,8 mm, de diamètre de 228,5 mm. La queue de l'ébauche est un peu conique, ce qui facilite la fixation dans la gravure finale et l'éjection de la pièce forgée de l'étampe in-

férieure. La forme d'une roue dentée motrice à rouleau est plus compliquée que celle d'une roue menée, c'est pourquoi le nombre de gravures pour le matriçage de la roue motrice est plus grand (trois contre 2 gravures pour une roue menée). Pour le matriçage une presse à effort de 20 MN suffit.

Les tolérances sur les dimensions des roues dentées motrice et menée sont de 0,12 à 0,65 et de 0,2 à 0,28 mm respectivement. La résistance à la fatigue des roues à dents estampées est sensiblement plus grande que celle des roues à dents taillées.

L'estampage tiède fait également partie de la série des procédés modernes de fabrication des ébauches de haute précision pour les besoins de constructions mécaniques. L'utilisation de ce procédé permet de diminuer dans certains cas le coût des pièces de 60 %. Le procédé de déformation tiède des pièces du type bagues pour les roulements et paliers est surtout perspectif.

L'estampage tiède est effectué à la température de 300 à 800 °C. Les bagues des roulements sont fabriquées par une presse à quatre positions. Parfois on utilise l'estampage à froid et la combinaison de l'estampage tiède et de celui à froid. Souvent des bagues extérieure et inférieure sont faites en une pièce forgée. On produit par le procédé d'estampage tiède des bagues dont le diamètre est de 50 à 100 mm. La capacité moyenne de l'estampage tiède des bagues de diamètre extérieur de 52 mm par une presse à effort de 6,3 MN est de 20 pièces par minute. La capacité de production maximale est égale à 40 pièces par minute, la résistance des étampes diminue alors de 50 %. La division des bagues se fait par une presse à brocher. Les déchets constituent 12 à 13 % de la masse d'une ébauche (surtout grâce au brochage en poussée).

L'estampage des bagues à froid est effectué à plusieurs presses ou par une presse qui fait deux opérations ou plus. Après l'estampage et le brochage en poussée les ébauches sont recuites. La résistance d'un poinçon est de 10 à 12 mille ébauches. Les bagues de diamètre extérieur 70 mm sont embouties à froid à une presse à effort de 8 MN dont la capacité est de 15 ébauches paires par minute. Les déchets constituent en moyenne 8 % lors du brochage en poussée et 5 % au cours de la division des pièces forgées des bagues.

La combinaison de l'estampage à froid et tiède permet de multiplier leurs avantages. Dans l'industrie automobile des Etats-Unis se manifeste une tendance de refus de l'estampage tridimensionnel à chaud vu le coût important des matériaux et de l'énergie électrique. Au cours de la fabrication des pignons planétaires coniques de différentiel l'on procède à l'extrusion d'une ébauche à froid et puis à son refoulement tiède. Dans la production des engrenages coniques par le même procédé on a obtenu une pièce forgée pesant 0,82 kg tandis que la masse d'une pièce fabriquée par l'estampage à chaud, a été égale à 1,54 kg. La production des roues dentées de tous les

types et cotes par l'estampage à froid combiné à celui tiède permet d'économiser 3 mille tonnes d'acier par an [11].

L'estampage à galetage n'exige que 10 à 20 % de l'effort nécessaire pour la fabrication des pièces forgées par le procédé classique d'emboutissage. La production d'une pièce forgée de moyenne complexité dure 12 s. Au cas de grandes déformations et de dureté du métal *HRC* 32 et plus on procède au réchauffage des ébauches jusqu'à la température de 650 à 750 °C. Aux presses pour l'estampage à galetage on effectue l'extrusion « aller et retour » et des opérations avec le déplacement horizontal du métal.

Dans la fabrication des ébauches creuses et à dents les machines horizontales automatiques de refoulement à chaud deviennent de plus en plus répandues. Leur capacité en termes d'ébauches creuses et engrenages est de 150 et de 70 pièces par minute respectivement. Ceci est 6 fois plus grand que la capacité de production d'une presse verticale à bielle d'estampage à chaud d'entretien manuel et 3,5 fois plus considérable que la capacité de la même presse automatisée. Les déchets se forment uniquement au cours du brochage en poussée, l'estampage est effectué sans ébarbure à dépouille minimale ou sans elle. Ceci permet d'économiser 20 % du métal en comparaison de l'estampage conventionnel à chaud grâce au contact de courte durée de l'ébauche réchauffée avec l'outil et à son refroidissement.

Comme les machines automatiques coûtent cher, les séries des pièces forgées doivent être assez grandes. Pourtant, le réajustage étant vite et facilement fait, on peut diminuer considérablement les séries, la production desquelles reste rentable: pour les petites machines automatiques à 72 000 pièces durant 8 heures, et pour les grandes machines automatiques, à 20 000 pièces.

Une des directions d'accroissement de la productivité du travail et de diminution de la consommation du métal est l'emboutissage des lots de pièces forgées aux presses automatiques à plusieurs positions. Il permet d'obtenir à la suite d'une passe deux éléments de bagues à trous débouchants. Selon le principe de combinaison des opérations de mise en forme et de séparation on distingue deux groupes de procédés d'emboutissage des lots de pièces. Le premier groupe comprend les procédés où toutes les opérations de mise en forme et celles de séparation sont effectuées séparément à différentes positions de la presse. Dans le second groupe, à certaines positions sont combinées les opérations de séparation et de mise en forme.

A l'Usine « ГПЗ » on réalise l'emboutissage des pièces forgées pesant 0,8 à 1,6 kg à une presse automatique à 4 positions à 70 courses de la presse par minute. L'emboutissage de 3 pièces forgées de bague (un jeu) au cours d'une course de la presse a permis d'économiser 360 tonnes d'acier à rouleau par an.

Elargissement des bagues. Des ébauches de bagues à paroi épaisse de grand diamètre sont obtenues par procédé de forgeage au marteau

et à la presse avec l'utilisation des outils de forgeage et mandrins en qualité d'outillage. Les ébauches de bagues dont le diamètre dépasse 2000 mm sont fabriquées le plus souvent de la section rectangulaire. Les déchets du métal au cours de l'usinage ultérieur en vue de produire les moulures à paroi mince montent à 70 %, le coefficient d'utilisation du métal étant souvent de 0,05 à 0,1.

Afin de mieux utiliser le métal des ébauches on a mis au point la technologie d'élargissement des bagues aux mandrins profilés [27]. Sur la surface du mandrin refroidi à l'eau sont exécutées deux gravures. La première gravure sert à l'élargissement préliminaire d'une ébauche de section rectangulaire, et la seconde, à l'élargissement final suivant le diamètre intérieur d'une bague jusqu'aux dimensions et profil d'une pièce forgée.

Par le procédé mentionné on a forgé à la presse à effort de 60 MN une ébauche à partir d'un lingot pesant 33 t en acier traité par le vide. Une ébauche creuse réchauffée dans un four à flamme a été corroyée sur un mandrin en première gravure de 20 à 25 mm durant la première rotation et de 35 à 40 mm au cours des rotations suivantes, en seconde gravure, de 45 à 50 mm. Au cours de l'élargissement, le remplissage intense des gravures du mandrin se produit au début de la déformation, et ensuite, a lieu la déformation en direction tangentielle. Lorsque le forgeage a été terminé, on a établi que toutes les dimensions de la pièce forgée correspondent au dessin, et ses propriétés mécaniques, à celles prescrites. Il devient possible de réduire la norme de consommation du métal au cours de la fabrication d'une bague de 6 à 6,5 t, ainsi que de diminuer considérablement la quantité du travail nécessitée par l'usinage de la pièce.

Des bagues coniques sont obtenues par le forgeage des ébauches cylindriques au mandrin conique. Si la valeur de la conicité ne dépasse pas 1,5°, la déformation peut être réalisée lors du refroidissement de l'ébauche réchauffée fixée d'une façon stable sur le mandrin, sans effort extérieur complémentaire. Le procédé de fabrication des bagues de diamètre ne dépassant pas 1000 mm, larges de 120 mm et de conicité de 12° en tôle de titane épaisse de 6 mm par formation en une opération présente de l'intérêt.

Les bandages de roue des wagons de chemin de fer représentent un groupe important de pièces de bague dans les constructions mécaniques. Le matriçage et l'élargissement sont les opérations principales du traitement par déformation pour ce type de pièces.

A la presse, les bagues pour les bandages sont matricées dans les étampes doublées au cours de cinq opérations. Une ébauche qui représente une partie d'un lingot, est installée sur l'outil plat inférieur et l'on procède à l'aplatissement fermé par l'étampe supérieure sous forme de cône tronqué avec une bride auprès de la base inférieure (première opération). Durant la deuxième opération l'ébauche est aplatie, dans sa partie supérieure on fait un tracé peu pro-

fond pour le brochage en poussée. Avant de procéder à la troisième opération on retourne l'ébauche à 180°. L'étampe inférieure pour la troisième opération a une partie saillante représentant un cône tronqué ; la partie saillante de l'étampe supérieure forme le tracé pour le brochage en poussée. Au cours de la quatrième opération le mandrin supérieur forme un trou, durant la cinquième, on broche la cloison et calibre le bandage suivant la hauteur.

Les bandages peuvent être fabriqués par l'élargissement des bagues combiné au procédé suivant : on forge d'une ébauche un disque dont la hauteur est 2 fois plus grande que celle du bandage. Ensuite le disque est broché en poussée. La bague obtenue est élargie par une machine à élargir et est coupée en deux bandages.

Des bagues profilées sont fabriquées par l'élargissement dans les étampes, l'utilisation du métal étant la plus efficace. La déformation est faite par un rouleau fixé à l'intérieur de l'ébauche, qui se déplace en direction radiale [Brevet n° 591257, U.R.S.S.]. Les ingénieurs ont élaboré un procédé d'élargissement selon lequel le formage du profil intérieur est effectué après le formage du profil extérieur d'une bague dans une matrice. L'angle d'inclinaison de l'axe du rouleau à celui de la matrice est maintenu constant et de 5 à 10° supérieur à l'angle d'inclinaison de la génératrice de la matrice à son axe. Ce procédé est caractérisé par une stabilité élevée de l'ébauche au cours de la déformation et permet d'accroître tangiblement la précision des pièces forgées. L'économie du métal calculée pour 1000 pièces monte à 4 t environ.

Dans certains cas les calibres sont exécutés également sur l'extrémité de la matrice. On procède au début au corroyage d'une ébauche afin d'obtenir les profilés intérieur et extérieur, ensuite on déforme la partie à bride saillante du bord de la matrice. L'opération peut se faire en deux ou trois phases avec une nouvelle installation de l'ébauche.

Afin d'élever la précision des dimensions d'une ébauche, leur définition par calcul n'étant pas possible, les opérations d'élargissement sont divisées en opérations préliminaires et finales avec un ou plusieurs aplatissements intermédiaires pour obtenir la hauteur requise d'une bague. Lorsqu'on procède au forgeage libre, les opérations de l'aplatissement intermédiaire des ébauches de bague sont presque toujours nécessaires.

Au cours du forgeage d'une pièce creuse de 132 t à partir d'un lingot pesant 242 t [1] il a fallu tenir compte de la limitation des cotes d'encombrement d'une bague (diamètre jusqu'à 4400 mm) imposée par l'espace utile du four de réchauffage. En outre, on a rencontré des difficultés liées à l'extraction de la presse de la pièce terminée ainsi qu'aux aplatissements intermédiaires. Afin d'exclure l'aplatissement il a été proposé d'élargir une ébauche de bague dans les dispositifs spéciaux limitant sa hauteur.

Les pièces forgées destinées à la fabrication des viroles de diamètre extérieur de 6000 mm et de hauteur jusqu'à 3000 mm sont produites par les presses universelles existantes. Pour les anneaux de plus grand diamètre on a besoin des presses universelles à plus grande hauteur ouverte ou bien des presses spécialisées.

En U.R.S.S., on a conçu une presse spécialisée à bâti fermé dans les fenêtres duquel est installé un mandrin. L'effort de la presse est de 60 MN, la construction du bâti permet de mécaniser le processus d'élargissement et le remplacement des outils. A cette presse on peut fabriquer des pièces forgées de diamètre allant jusqu'à 7000 mm et la hauteur de 3000 mm.

Quand la hauteur de la presse n'est pas suffisante, on obtient des anneaux de grandes dimensions par forgeage et soudage: on forge des ébauches de section rectangulaire, les cintre, soude un anneau de deux ou plusieurs parties, ensuite les ébauches sont usinées aux machines-outils ou bien on procède à l'élargissement des anneaux en dehors de la zone de la presse. L'ébauche annulaire est fixée en position horizontale sur un dispositif situé près de la presse, et la déformation est exécutée par un outil qui est entraîné dans le plan horizontal par la commande à coin à partir de la traverse supérieure de la presse. Dans tous les cas l'élargissement est justifié du point de vue économique par la haute qualité du métal des pièces forgées, qui assure les caractéristiques de service élevées des pièces.

5.4. Fabrication des disques et des plaques

Estampage des disques. Les besoins des constructions mécaniques de l'U.R.S.S. et d'autres pays en ce genre d'articles pour les turbines et soufflantes s'accroissent toujours avec le développement de l'énergétique. L'estampage à chaud permet d'obtenir les pièces forgées de haute qualité pour la fabrication des disques, avec les surépaisseurs minimales. De gros disques sont estampés aux presses puissantes à effort égal à des dizaines milliers de tonnes.

Afin de diminuer l'effort d'emboutissage, on utilise de plus en plus souvent le procédé d'estampage par section élaboré par l'Institut de recherche de la technologie des constructions mécaniques [25]. Ce procédé est appliqué si des pièces forgées ont le rapport du diamètre à l'épaisseur de 6 à 18. L'estampage par section bilatéral représente une variété du procédé décrit. L'ébauche est déformée d'abord par les poinçons centraux et ensuite extérieurs. Le premier stade du procédé est analogue au brochage en poussée bilatéral ouvert, le deuxième stade et les suivants, au refoulement de l'anneau. L'estampage par section bilatéral élargit les possibilités technologiques de déformation des ébauches ayant le rapport du diamètre à la hauteur de 6 à 12. Quant aux pièces forgées dont le rapport indi-

qué est dans les limites de 15 à 18, le procédé mentionné est à préférer.

En U.R.S.S. on a proposé le procédé d'estampage par section par galetage (Brevet n° 582880, U.R.S.S.). Dans certains cas, on utilise l'estampage par section à éléments radiaux et de secteur et avec un dispositif tournant sur l'étampe inférieure de la presse.

Laminage des disques. Pour la production en très grande série des pièces peu importantes et de petites dimensions les disques sont fabriqués par le laminage qui est un procédé de haute productivité. La bande en acier dont l'épaisseur est plus grande et la largeur moins grande que l'épaisseur et le diamètre des disques, est coupée, par la cisaille à guillotine, en ébauches dont la longueur est égale au diamètre des disques. Ces derniers sont soumis au laminage à chaud en direction transversale. Lorsque l'épaisseur de l'ébauche devient égale à celle du disque, sa largeur est égale au diamètre du disque. Ensuite on découpe le disque de l'ébauche, si nécessaire, d'autres opérations de mise en forme sont prévues.

Forgeage des disques. Les procédés de forgeage occupent toujours une place importante dans la technologie de fabrication des disques de grosses cotes d'encombrement en aciers et alliages difficiles à déformer. La tâche du forgeage consiste à préparer la structure du métal à l'estampage ultérieur et assurer les dimensions brutes de la pièce forgée. Le compactage du métal dans la zone axiale du lingot, l'emplacement compact de la zone de ségrégation axiale et l'affinement de la structure dendritique sont les buts principaux atteints au cours du forgeage.

A l'Usine « Ouralmach » [9] on utilise avec succès le forgeage des disques avec l'élimination d'une zone défectueuse du lingot. L'ébauche découpée du lingot réchauffé, est refoulée sur les blocs sphériques, brochée par un mandrin creux en expulsant dans la loupe le métal de la zone axiale. Après le réchauffage l'ébauche creuse est étirée sur le mandrin composé pour obtenir le profil intérieur convexe. Ensuite l'ébauche est aplatie par des bagues: l'orifice se ferme régulièrement, et la couche défectueuse de métal ne dépasse pas la surépaisseur pour l'usinage.

En Union Soviétique, on accorde une grande attention au développement des procédés analogues de forgeage avec l'élimination du métal de la zone axiale du lingot. Un de ces procédés [13] est réalisé en cinq phases. D'un lingot pesant 52 t on a fabriqué deux disques. Le lingot a été ébauché, on a coupé le dessous et la masselotte, après le réchauffage il a été aplati et étiré pour la transformation de la structure de coulée en structure déformée. Durant la troisième phase le lingot a été encore une fois aplati et broché par un mandrin creux pour éliminer la zone axiale défectueuse, on l'a coupé le long de l'axe de l'orifice et on a forgé les deux ébauches obtenues en section carrée. La quatrième phase est prévue pour la

mise en forme préalable des pièces forgées qui, au cours de la cinquième phase, sont aplaties jusqu'aux dimensions requises. Le perfectionnement ultérieur de cette technologie a permis d'obtenir un disque de 43 t.

Fabrication des plaques. La principale direction de perfectionnement de la technologie de fabrication des plaques est l'élimination de l'opération de l'aplatissement et l'élaboration des mesures qui aboutiraient à un accroissement équivalent de la qualité: l'emploi del'élargissement transversale pour la prise de la largeur d'une plaque, du laminage préliminaire au laminoir à tôles épaisses, la création des outils spéciaux pour le forgeage sous un angle par rapport à l'axe du lingot.

La technologie avec le corroyage maximal (jusqu'à 25 %) et l'avance égale à l'unité est devenue conventionnelle. L'élargissement transversale du lingot en ce régime permet d'obtenir une plaque dont l'épaisseur ne dépasse pas 1000 mm, et la largeur est plus de 2 fois plus grande que le diamètre du lingot initial, ainsi que de réduire l'ébauche de 5,5 fois.

En vue de diminuer l'anisotropie de la macrostructure et des propriétés mécaniques du métal des pièces forgées on procède à l'amenée des ébauches sous un angle aigu par rapport au bord avant de l'outil au cours de l'étirage. L'étirage est effectué en plusieurs passes avec le retournement à 180° et le dressage de l'ébauche. Les corroyages sont réalisés par un nombre pair de passes, en respectant l'égalité des taux de corroyage aux passes voisines.

Actuellement la masse des plaques forgées est limitée par la masse des lingots coulés, les procédés technologiques et les régimes de déformation assurant la réalisation des exigences les plus sévères portées sur la qualité de la structure et les propriétés du métal des pièces forgées.

5.5. Fabrication des tubes

Un des procédés les plus efficaces de fabrication des tubes en acier de grand diamètre pour les besoins des constructions mécaniques est le brochage sur un mandrin à travers des matrices des ébauches creuses produites par coulée centrifuge.

La couche intérieure défectueuse de l'ébauche initiale est enlevée par la coupe plastique dans un outil spécial. Une ébauche réchauffée est mise dans un container et le poinçon à gradins enlève la couche intérieure défectueuse. Le métal enlevé est déplacé devant le poinçon, il forme à l'étape finale du processus un tampon sur le bout inférieur du tube. L'ébauche obtenue en forme de verre, est brochée sur le mandrin à travers une série de matrices dont les diamètres diminuent sur une presse hydraulique horizontale. Le mandrin se bute contre le fond du verre et à l'étape finale (après

l'achèvement du brochage) élimine le fond du verre, autrement dit, effectue le brochage en poussée [28].

La technologie de brochage des tuyaux avec le corroyage parallèle par quatre outils de forgeage est reconnue. Les outils de forgeage se trouvent dans un corps commun et sont mis en marche par la traverse supérieure d'une presse hydraulique. Le corroyage parallèle de quatre côtés augmente la productivité du brochage et améliore les conditions de l'état de contrainte du métal, ce qui est surtout important lorsqu'on déforme des alliages à faible plasticité. Afin d'éliminer le pincement du métal entre les outils de forgeage, il est nécessaire de respecter les conditions du régime de déformation: $D_1 > D_{éb} - 4s$, où D_1 est le diamètre extérieur de la pièce forgée; $D_{éb}$, le diamètre extérieur de l'ébauche; s, l'épaisseur de la paroi du tube. On peut effectuer le brochage des ébauches à chaud et à froid, obtenir des tubes de section cylindrique, tétragonale et octogonale.

L'Institut de métallurgie de Dniepropetrovsk et la tuyauterie de Nyjnédnieprovsk ont étudié une nouvelle technologie de fabrication des tubes à palier, qui se caractérise par un haut rendement. Le principe de réduction de la déformation au laminoir trio à élargir en vue d'augmenter sa capacité est à la base de cette technologie. Le but assigné est atteint soit en accroissant la déformation au cours du brochage en poussée, soit en divisant le corroyage qui se produit lors de l'élargissement entre plusieurs passages. Le laminage successif des tubes a été effectué sur un long mandrin « flottant » dans deux cages du laminoir à élargir 200. L'ébauche a été déformée au banc pousseur dans un régime tel qu'une chemise amenée dans une cage du laminoir à élargir corresponde au fer à étirer à la sortie du premier laminoir à élargir. On a choisi la hauteur de la crête du cylindre du laminoir à élargir de la condition d'égalité des étirages des premier et deuxième passages. Le corroyage à plusieurs reprises d'une portion de métal dans le foyer de déformation a permis de diminuer l'intervalle de tolérance sur l'épaisseur de la paroi de 20 à 25 % [18]. Comme le font ressortir les résultats des calculs de la charge du laminoir, la capacité annuelle peut accroître de 24 à 29 %.

Avec l'apparition dans l'industrie de puissantes presses verticales à emboutir les possibilités technologiques de fabrication par extrusion des tubes et des pièces tubulaires sont devenues plus multiples.

Pour l'extrusion effectuée à la presse à effort de 90 MN on utilise des ébauches de diamètre allant jusqu'à 1000 mm et de masse de 15 t. Lors de la première opération, après le nettoyage de la surface des bouts, l'ébauche est aplatie et l'on procède à l'extrusion dans un container cylindrique. Après avoir broché l'ébauche en poussée on la transmet en étampe pour l'extrusion d'un tube.

Les possibilités technologiques de pressage permettent de fabriquer des tubes dont le diamètre intérieur est de 120 à 1000 mm, le

diamètre extérieur de 200 à 1200 mm et la longueur dépend de l'équipement utilisé. Aux presses verticales on peut produire des tubes longs de 20 à 25 m. La tolérance sur le diamètre extérieur des tubes en acier est dans les limites de 1 mm. Les presses sont desservies à l'aide des manipulateurs. Par exemple, pour les presses à effort de 350 et 150 MN sont construits les manipulateurs à force de levage de 1,5 et 9 t. Un des manipulateurs est destiné à transporter et à monter des outils de matriçage. Le pressage des tubes en acier implique l'utilisation des fours à carrousel de grande capacité, des transporteurs et d'autres moyens de mécanisation qui permettent de mieux exploiter l'équipement.

De multiples procédés de traitement des métaux par déformation qui ont été examinés, permettent d'obtenir des ébauches pour les besoins des constructions mécaniques en utilisant le métal de la façon la plus efficace. L'approche complexe du perfectionnement du traitement des métaux par déformation qui englobe l'étude des nouveaux outils déformants, des régimes de réchauffage, de la forme des ébauches de départ et des procédés rationnels de déformation, donne tout un arsenal de nouveaux moyens visant non seulement à l'accroissement de la productivité de travail et à l'élimination des défauts propres au lingot, mais aussi à l'obtention des articles à propriétés physiques et mécaniques assignées.

Chapitre 6

PROCÉDÉS DE DÉFORMATION DES MÉTAUX À L'ÉTAT LIQUIDE

6.1. Préparation des métaux

Etat du problème. L'estampage des pièces à partir des métaux liquides est un procédé technologique relativement nouveau. Dans les constructions mécaniques l'estampage des pièces en acier et en métaux non ferreux a pris de l'envergure. Certains pays ont obtenu de grands succès dans ce domaine, ce sont l'U.R.S.S. [4], la R.D.A. [43], les Etats-Unis [29], la Tchécoslovaquie [39] et d'autres. La fabrication des pièces à partir du métal liquide présente certaines difficultés qui sont liées au choix des matériaux pour l'outillage, au dosage du métal liquide, à l'élaboration des procédés spécialisés, au choix et à l'optimisation des paramètres technologiques du processus, etc. Ce qui nuit le plus à l'efficacité économique du procédé de l'estampage des pièces à partir du métal liquide, c'est une faible tenue de l'instrument, en particulier lors de l'estampage de l'acier.

Caractéristique du procédé de l'estampage liquide. Le procédé technologique de l'estampage des métaux inclut les étapes suivantes:

1) la fusion du métal dans un four spécial;

2) le remplissage de la gravure inférieure de l'étampe qui est fixé sur la presse par une quantité donnée du métal liquide;

3) la compression du métal en joignant les parties de travail de l'étampe;

4) la cristallisation du métal liquide sous pression élevée;

5) l'enlèvement des pièces toutes faites de l'étampe;

6) la préparation de l'outillage au nouveau cycle (par exemple, la lubrification et le refroidissement).

On peut distinguer les variantes possibles de l'estampage liquide suivantes:

a) la coulée du métal fondu suivie de sa cristallisation sous pression élevée;

b) la solidification sous pression élevée pendant la déformation à l'état semi-fluide;

c) la solidification sous pression élevée pendant la déformation à l'état solide.

La coulée du métal et sa cristallisation ultérieure sous pression est le procédé technologique le plus courant.

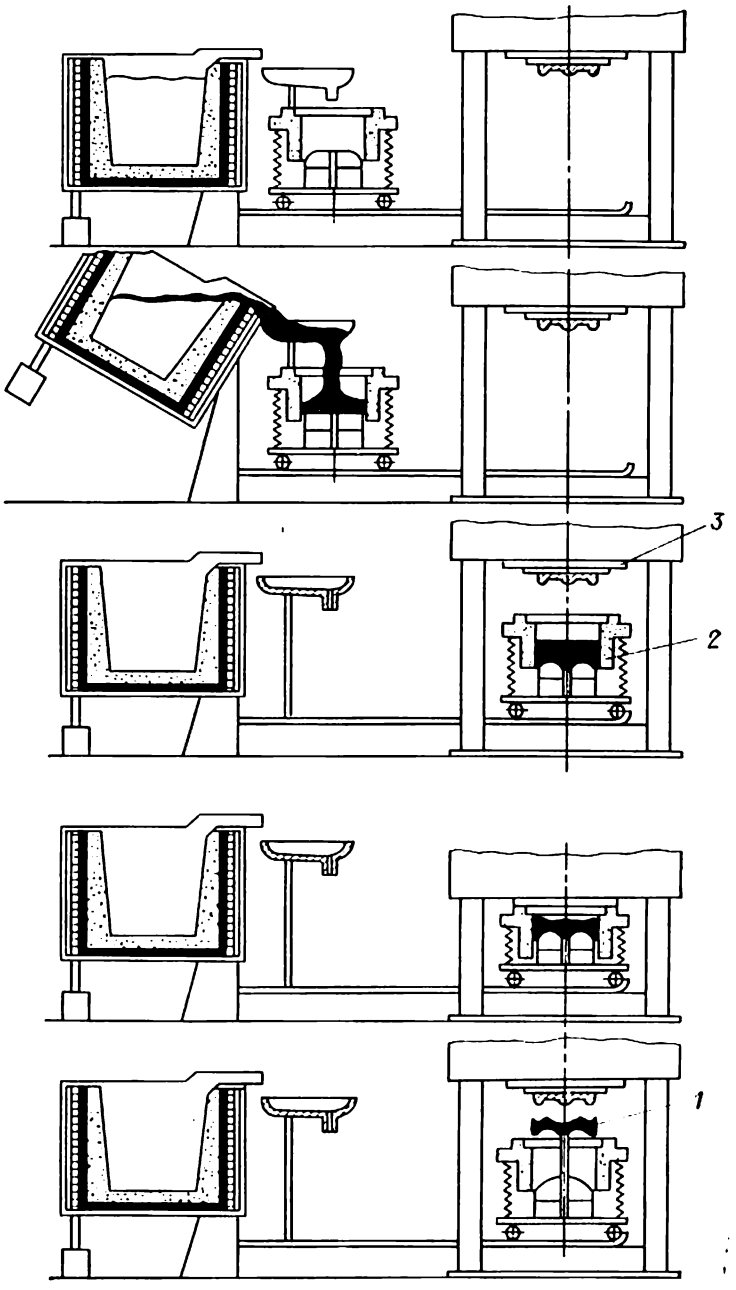


Fig. 6.1. Schéma de l'estampage à l'état liquide
1, pièce ; *2*, étampe ; *3*, poinçon

A la figure 6.1 est représenté le schéma de l'estampage liquide des métaux. Ce procédé se place entre la fonderie et la déformation plastique du métal puisqu'il a des traits propres aux deux procédés. La fusion du métal, le maintien de la température dans le four, la coulée du métal dans l'étampe et sa cristallisation sous pression le rapprochent de la fonderie, en même temps, le matériel et l'outillage (presses spécialisées, étampes) sont propres à la technologie du traitement des métaux par déformation.

Les pressions élevées utilisées lors de la solidification du métal contribuent à obtenir une structure non poreuse, améliorent les qualités mécaniques des pièces par rapport aux pièces coulées (pour les mêmes alliages). La haute qualité du métal liquide et son dosage précis lors de la coulée dans l'étampe sont des conditions indispensables pour une bonne qualité des pièces et une diminution du rebut.

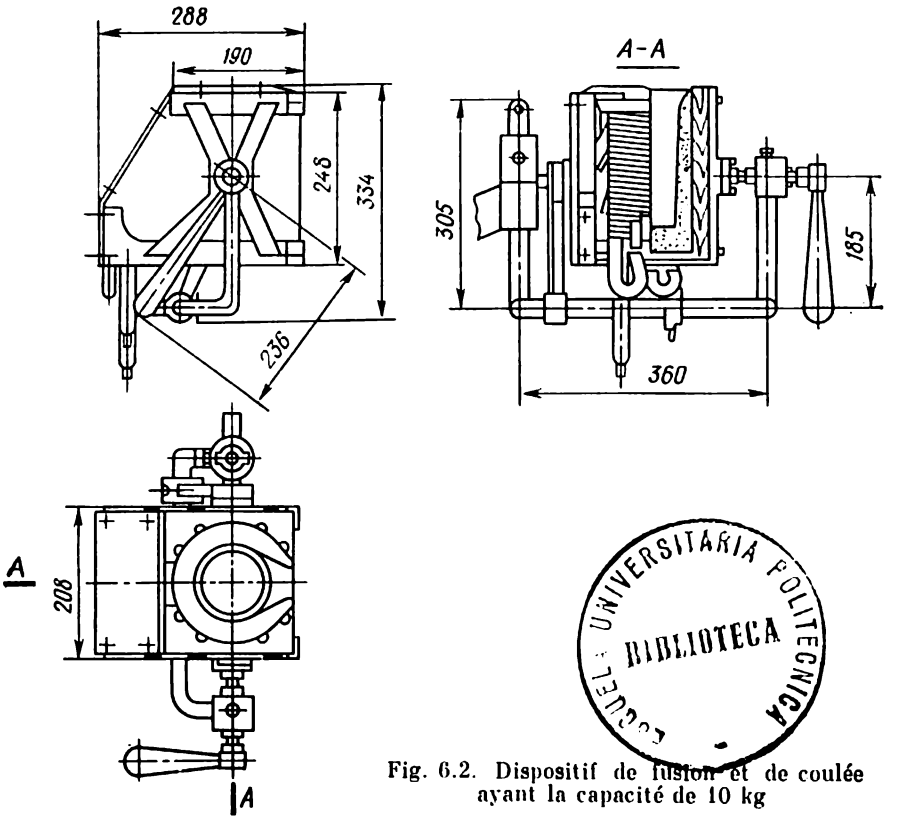
Préparation du métal pour l'estampage liquide. La préparation du métal commence par le procédé de fusion. On distingue deux techniques de fusion:

1) la fusion d'une quantité du métal (de beaucoup supérieure à celle nécessaire pour l'estampage d'une seule pièce), le maintien de sa température dans les limites données, la coulée d'une dose déterminée du métal dans l'étampe;

2) la fusion d'une quantité du métal nécessaire pour la production d'une seule pièce, dans ce cas on emploie des fours à induction de grande puissance.

Les deux procédés de la préparation du métal pour l'estampage liquide ont les qualités et les défauts. Un avantage important du premier procédé réside dans ce qu'on peut puiser successivement les portions du métal nécessaires pour une seule pièce. L'économie de l'énergie électrique est considérable, car le métal n'est chauffé qu'une seule fois. Mais ce procédé a aussi des défauts: un long maintien du métal à la température de fusion conduit à la modification de sa composition chimique, en outre, il est difficile de mettre en accord la productivité du four à induction et la cadence de l'estampage. Il est aussi très difficile de doser le métal par portions de masse donnée.

L'avantage essentiel du deuxième procédé consiste en une courte durée de l'état liquide du métal, ce qui garantit la conservation de sa composition chimique. A part cela, vu les dimensions réduites des dispositifs pour la fusion du métal et son amenée vers l'étampe on peut les monter facilement sur des presses, et le transport du métal liquide prend alors moins de temps. A cet effet en U.R.S.S. on a élaboré des fours à induction, appelés dispositifs de fusion et de coulée. Ils ont la capacité de 1 à 4 et de 4 à 10 kg et sont destinés à être montés sur des presses (figure 6.2). La charge, dosée selon sa masse, est placée dans ces fours où elle est fondue en 4 à 10 minutes.



ESCUELA UNIVERSITARIA POLITECNICA BIBLIOTECA

Fig. 6.2. Dispositif de fusion et de coulée ayant la capacité de 10 kg

Ces dispositifs assurent le dosage du métal fondu à ±20 g près à grande vitesse de fusion ; leur utilisation facilite le travail de l'opérateur, augmente la culture du travail.

La coulée du métal liquide dans la partie inférieure de l'étampe s'effectue en changeant la position de la manette du dispositif de fusion et de coulée (figure 6.2), puis la manette retrouve sa position initiale pour le nouveau chargement. Le défaut de cette méthode est une grande consommation d'énergie électrique liée à la nécessité de chauffer chaque fois la nouvelle portion du métal. Outre cela, pour conserver la cadence du fonctionnement de la presse, il est nécessaire d'utiliser les fours à induction de grande puissance, capables d'effectuer la fusion rapide du métal.

Pour les métaux non ferreux la fusion et le maintien de la température du métal fondu peuvent s'effectuer dans les fours de plus grande capacité. Dans ce cas, le métal fondu est coulé à l'aide d'une

poche spéciale, mais le dosage n'est pas optimal. Pour les aciers cette méthode de coulée et de dosage n'est pas acceptable, car le métal fondu forme dans la poche une sorte d'écorce à cause de la solidification rapide, ce qui diminue la précision du dosage. En outre, pour les aciers ce procédé ne procure pas la composition chimique nécessaire du métal liquide. De ce point de vue la fusion des aciers dans de petits fours à induction est préférable.

Donc, il faut combiner et réunir des dispositifs pour la fusion des aciers directement dans les presses pour l'estampage liquide.

Le matériel et l'outillage pour l'estampage liquide. Le choix correct des presses et de l'outillage nécessaires pour l'estampage liquide est une condition indispensable pour assurer une bonne qualité des pièces. La pratique et l'expérience montrent que pour l'estampage liquide des presses spéciales: hydrauliques et à friction, conviennent le mieux.

Pour le succès du procédé technologique de l'estampage liquide il est surtout important que les presses possèdent les caractéristiques suivantes:

— grande vitesse du coulisseau lors de la marche à vide;

— « douce » pression sur le métal;

— possibilité de régler la pression lors de la cristallisation sans déplacements brusques du poinçon;

— possibilité d'éliminer les bavures de la pièce estampée, ayant recours aux étampes à joint vertical ou horizontal qui possèdent un dispositif sûr pour leur fermeture;

— possibilité d'y monter des dispositifs de fusion et de coulée, ceux de transport du métal liquide, des dispositifs de préchauffage et de refroidissement des étampes;

— accès libre dans la partie motrice de l'étampe.

L'expérience acquise au cours de l'utilisation des presses à friction démontre la possibilité du bon remplissage des cavités de l'étampe par le métal liquide et d'une pression douce lors de la fabrication des pièces en laiton ayant la masse moins de 0,5 kg. Les meilleurs résultats sont atteints lorsqu'on recourt aux presses hydrauliques pour l'estampage liquide. Les presses du type KuPY 63a et KuPY 100, fabriquées en R.D.A., donnent la possibilité d'effectuer la pression lors de l'estampage du métal liquide aussi bien avant la cristallisation qu'après cette dernière. Pour le procédé de l'estampage liquide on utilise des presses hydrauliques de 1 à 5 MN. Les presses hydrauliques modernes sont munies de l'éjecteur hydraulique et l'on peut y monter des réchauds électriques pour le préchauffage de l'outillage (étampes).

Recommandations pour le choix des presses spéciales pour l'estampage liquide. L'industrialisation rapide et le perfectionnement du procédé de l'estampage liquide des pièces pour les constructions mécaniques nécessitent la construction des nouveaux presses spé-

cialisées pour l'estampage liquide. La condition obligatoire de la mise en pratique de ce procédé est le recours aux presses hydrauliques verticales avec un éjecteur hydraulique.

Pour l'enlèvement et l'expulsion des pièces terminées, obtenues par moyen de l'estampage liquide, il est utile de recourir aux poinçons télescopiques. Les presses hydrauliques pour l'estampage liquide doivent développer l'effort spécifique minimal de 100 MPa. Dans ces presses on doit assurer la vitesse progressive de l'avance du poinçon et garantir la vitesse du travail de 60 mm/s. L'augmentation de l'effort lors de l'estampage (s'il y a déjà le métal solidifié) ne doit pas dépasser 2 kN/s. Les presses destinées à l'estampage liquide doivent être munies d'éjecteurs hydrauliques qui donnent la possibilité de choisir et fixer le temps de l'éjection.

Il faut porter une attention particulière à l'isolement thermique entre l'étampe et la presse. On utilise à cet effet des plaques en amiante ciment qui ont une petite conductibilité thermique, résistent aux grands efforts de pression et protègent surtout les manchettes d'étanchéité des pistons hydrauliques. A part cela, on a prévu le refroidissement par eau de la table inférieure de la presse, du dispositif d'éjection et du cylindre hydraulique principal. On a aussi prévu, si nécessaire, le refroidissement du fluide moteur dans le système hydraulique de la presse. Pour refroidir la cavité de l'étampe il y a des éléments de jonction spéciaux. Un régulateur thermique maintient la température de l'étampe dans les limites optimales du point de vue de la technologie. La presse est également équipée d'un manomètre et d'une minuterie qui fixe le temps de l'estampage du métal et le temps de l'éjection de la pièce terminée. Une presse moderne pour l'estampage liquide procure un cycle automatique du travail. L'automatisation du processus de l'estampage liquide non seulement augmente le rendement du travail, mais elle en améliore les conditions.

Dans la plupart des cas on utilise pour l'estampage liquide des étampes qui se composent de trois parties : le coussinet, le poinçon et l'éjecteur. Ce sont les parties de mise en forme de l'étampe, indispensables pour tous les types de l'outillage pour l'estampage liquide. A la figure 6.3 est représentée l'étampe pour l'estampage liquide d'une pièce en forme de cuvette. Sur la plaque inférieure est monté un réchaud électrique pour le préchauffage de l'outillage. L'étampe est construite de la sorte que si on coule trop de métal (un surdosage), l'évacuation de l'excès est prévue. L'étampe est conçue pour obtenir des pièces sans bavures. Avant de procéder à l'estampage liquide il faut chauffer l'étampe jusqu'à 300 à 400 °C pour le meilleur fonctionnement. Pour augmenter la puissance du réchaud électrique près de l'étampe on peut installer un élément de chauffage circulaire de plus. L'interstice entre la matrice et le poinçon a une grande importance pour le fonctionnement sans pannes de

l'outillage et pour que les pièces n'aient pas de défauts. Sa grandeur optimale (0,1 mm) dépend des paramètres et de la construction des étampes, ainsi que de la complexité des pièces. Lorsque l'interstice est grand, le métal remplit l'espace entre la matrice et le poinçon, ce qui amène au blocage des instruments ou à une trop grande usure du poinçon et de la matrice. Si l'interstice est petit ou insuffisant, le poinçon et la matrice peuvent se souder, ou bien les surfaces de contact peuvent avoir une rayure à cause de leur dilatation thermique.

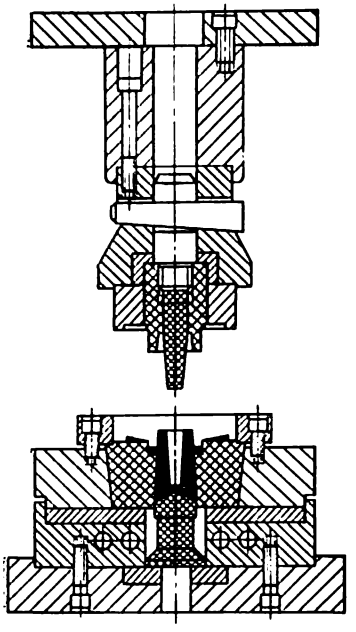


Fig. 6.3. Etampe pour l'estampage liquide

L'expérience prouve que les meilleurs matériaux pour l'outillage de l'estampage liquide sont les aciers alliés au molybdène qui supportent bien la température élevée. Ils possèdent une conductibilité thermique relativement haute et une moindre sensibilité à la fissuration à de hautes températures. Les aciers alliés au chrome et au tungstène sont plus résistants à chaud, mais ont une conductibilité thermique plus basse et une sensibilité élevée à la fissuration. On recommande aussi de construire les étampes pour l'estampage liquide en aciers à carbone, dont la teneur en carbone maximale est près de 0,5 %. Ils ont une très bonne conductibilité thermique et une faible disposition à la fissuration. Mais à cause de leur mauvaise résistance à l'usure à des températures élevées, il est rationnel de les utiliser seulement lors de l'estampage liquide des métaux et alliages non ferreux, et seulement en petites séries.

On poursuit toujours les recherches pour créer de nouveaux aciers à outil destinés à la fabrication des étampes pour l'estampage liquide. Avec le même outillage on peut produire, par estampage liquide, plusieurs centaines de pièces en acier, et plusieurs dizaines de milliers. en métaux non ferreux. Pour ces raisons, le procédé de l'estampage liquide n'est pas très répandu lors de l'estampage des pièces en aciers de forme complexe. Les expériences démontrent que l'outillage est coûteux, s'use vite, il en résulte que l'industrialisation de l'estampage liquide se fait lentement. Pour les métaux non ferreux le problème n'est pas aussi urgent. Selon les données de certains chercheurs, lors de l'estampage liquide d'une même pièce à partir de l'alliage d'aluminium, la résistance de l'étampe assure l'ob-

tention de 25 000 pièces, et lors de l'estampage du même produit à partir du laiton, de 3 000 pièces, ce qui est lié, probablement, aux propriétés physiques et mécaniques des métaux déformés.

6.2. Procédé de l'estampage liquide

On peut considérer le procédé de l'estampage liquide d'une part, comme un procédé de coulée sous pression, d'autre part, comme un procédé de l'estampage à chaud dans les étampes fermées. Le métal est coulé dans l'étampe à l'état liquide, et la mise en forme finale (l'estampage) d'une pièce se fait au moment où le métal se trouve à l'état semi-fluide, et après, à l'état solide. Cela permet d'obtenir des ébauches avec une très grande densité du métal et aux propriétés mécaniques élevées.

Pour bien comprendre et apprécier les possibilités technologiques du procédé de l'estampage liquide, il serait utile de considérer les bases théoriques de ce procédé. Cela contribuerait beaucoup à la mise en pratique de l'estampage liquide dans le domaine des constructions mécaniques et de la construction d'appareils de contrôle et de mesure. Les nouvelles données sur ce procédé contribueront à tirer au clair ses possibilités et perspectives en ce qui concerne l'amélioration de la qualité des pièces fabriquées.

Bases théoriques du procédé de l'estampage liquide. Lorsqu'on étudie le procédé de l'estampage liquide, certains problèmes ont un intérêt particulier (tant théorique que pratique). Tout d'abord, c'est le début de la cristallisation du métal coulé dans la gravure inférieure de l'étampe, puis la durée du processus de la cristallisation sous pressions élevées, l'influence de la pression sur la répartition de la température dans le volume du métal liquide lors de sa cristallisation et de l'estampage. La connaissance de ces paramètres permettra de déterminer, d'une part, le temps possible maximal entre le remplissage de l'étampe par le métal liquide et la pression nécessaire, et d'autre part, le temps nécessaire pour la solidification du métal de l'ébauche. Il est évident qu'on a affaire au problème, lié au transfert de chaleur non stationnaire pour la résolution duquel on peut recourir aux méthodes différentes. Dans notre cas on a recours à l'équation différentielle de la conductibilité thermique non stationnaire dans les corps solides: l'équation de Fourier:

$$\partial v/\partial \tau = (\lambda/c\rho)\, \nabla^2 v, \qquad (6.1)$$

où v est la température; τ, le temps; λ, la conductibilité thermique; c, la conductivité spécifique; ρ, la densité.

La détermination du temps du début de la cristallisation τ_d d'un corps simple est valable pour les corps d'une configuration complexe. Pour le moment du début de la cristallisation $\tau_d = 0$ est adoptée la fin du remplissage de la matrice par le métal liquide.

Le temps du début de la cristallisation (solidification) dépend de plusieurs facteurs :

$$\tau_d = f(\nu_e, \nu_1, \nu_f, \alpha, \lambda/(c\rho), x), \tag{6.2}$$

où ν_e est la température de l'étampe ; ν_1, la température initiale du métal fondu (lors de la coulée) ; ν_f, la température finale du métal (de la solidification) ; α, le coefficient de transmission de chaleur ; $\lambda/(c\rho)$, le coefficient de conductivité de température ; x, l'épaisseur du métal en cristallisation.

Les dépendances fonctionnelles de certains alliages utilisés établies à l'aide de l'équation (6.2) et représentées sous forme de graphique montrent quelle est l'influence des températures ν_e, ν_1, du coefficient de transmission de chaleur α et des propriétés des métaux, destinés à l'estampage liquide, sur le temps du début de la cristallisation τ_d. Ces dépendances peuvent être utilisées dans des buts pratiques.

Le temps nécessaire pour la cristallisation complète et la solidification des pièces estampées est une caractéristique importante du procédé de l'estampage liquide. Lors de la détermination du temps de la fin de la cristallisation τ_f il faut prendre en considération le fait que la chaleur de fusion Q_0, qui a été absorbée lors de la fusion, se dégage au cours du passage du métal de l'état liquide à l'état solide. Pour calculer le déplacement de la limite des phases de la surface vers la partie intérieure du bloc métallique différents chercheurs [16] utilisent la relation

$$\xi = \varepsilon \sqrt{\tau}, \tag{6.3}$$

où ξ est l'épaisseur de l'état d'agrégation nouveau, dans le cas considéré c'est l'épaisseur de la couche solide d'une pièce estampée lors de sa cristallisation ; ε, le facteur qui est déterminé par l'équation

$$Q_0\rho_2 \frac{\sqrt{\pi}}{2}\varepsilon = \sqrt{\lambda_1\rho_1 c_1}\,(\nu_{m.1} - \nu_0)\frac{e^{-\varepsilon^2/(4a_1)}}{G(\varepsilon/\sqrt{4a_1})} + \\ + \sqrt{\lambda_2\rho_2 c_2}\,(\nu_1 - \nu_{m.1})\frac{e^{-\varepsilon^2/(4a_2)}}{1 - G(\varepsilon/\sqrt{4a_2})}, \tag{6.4}$$

où $\nu_{m.1}$ est la température du métal liquide.

Lorsqu'on étudie le processus de la cristallisation pour l'estampage des métaux à l'état liquide, il faut prendre en considération l'influence sur la cristallisation du métal des grandes pressions, propres à ce procédé. Pour la plupart des métaux la température s'accroît à mesure que la pression augmente.

L'élévation de la limite des phases de la température entre l'état solide et l'état liquide est déterminée par l'équation de Clausius-

Clapeyron sur le diagramme pression-température:

$$dp/dT = Q/[T(V_2 - V_1)]. \quad (6.5)$$

Pour la comparaison on peut utiliser les résultats des calculs de l'augmentation de la température lors de la coulée sous pression de l'aluminium. Il a été établi que lors de l'estampage liquide des pièces en aluminium la température du métal liquide $v_{m.l}$ augmente d'environ 30° pour la pression égale à $p = 500$ MPa.

Pour le calcul du processus de l'estampage liquide il est nécessaire de prendre en considération l'influence de la pression et de la température sur le coefficient de transmission de chaleur qui montre quelle quantité de chaleur Q passe de la surface A du métal liquide à l'étampe pendant le temps τ

$$\alpha = Q/[A(v_{m.l} - v_e)\tau]. \quad (6.6)$$

Le coefficient α ne dépend pas de la pression p, mais il est fonction des propriétés des matériaux et de la forme de la cavité de travail de l'étampe.

La justification théorique des possibilités de l'utilisation du procédé de l'estampage liquide des pièces dans les constructions mécaniques faite ci-dessus permet de conclure que le processus de la cristallisation et de la solidification du métal liquide sous pression élevée se passe dans des conditions plus favorables en comparaison du processus de coulée, notamment:

a) à la suite de l'augmentation du coefficient de transmission de chaleur la vitesse du refroidissement s'élève, il en résulte que la structure du métal a des grains plus petits;

b) l'augmentation de la pression prévient la formation des cavités de retrait;

c) lorsque la pression s'élève, la solubilité de l'hydrogène augmente, ce qui prévient la formation des micropores gazeuses;

d) à la suite des pressions élevées lors de la cristallisation du métal liquide la formation de microcavités au cours de la croissance des dendrites se ralentit ou cesse;

e) le remplissage des cavités des étampes et la qualité de la surface des pièces s'améliorent.

Tous les avantages technologiques de l'estampage liquide susmentionnés entraînent l'amélioration des propriétés mécaniques des pièces estampées.

La condition la plus importante et décisive pour que le processus de l'estampage liquide se passe bien est l'observation de l'inégalité

$$\tau_1 \geqslant S/v_{moy} + \tau_{p\,min}, \quad (6.7)$$

où S est la course du poinçon (de la position initiale jusqu'à la fermeture de l'étampe); v_{moy}, la vitesse moyenne du poinçon; $\tau_{p\,min}$,

le temps nécessaire pour obtenir la pression minimale dans l'espace de la déformation.

Le temps du début de la cristallisation τ_d dépend du produit estampé, de la forme géométrique de l'étampe et du choix des paramètres technologiques. Pour juger si le produit en question peut être estampé du métal liquide, il est nécessaire de déterminer le temps du début de la cristallisation τ_d. A l'aide de τ_d on détermine les paramètres minimaux des produits estampés. La limite supérieure des dimensions des produits estampés est établie en tenant compte de l'effort maximal de la presse et de la pression nécessaire minimale p_{min}, c'est-à-dire:

$$P/A \leqslant p_{min}, \tag{6.8}$$

où P est l'effort de la déformation; A, la projection réelle de la surface réelle du poinçon sur le plan horizontal donné.

A cause de l'augmentation de la temperature du métal liquide résultant de l'élévation de la pression, il faut choisir la température théorique de la cristallisation de façon que la limite des phases ne se déplace que lorsque la pression atteint p_{min} malgré la diminution $\Delta\nu_{p\ min}$ de la température lors du refroidissement.

Il en résulte que

$$\nu_d = \nu_{m.l} + \Delta\nu_t + \Delta\nu_{p\,min}. \tag{6.9}$$

Lorsqu'on détermine $\Delta\nu_{p\ min}$ il est nécessaire de mesurer la température de l'étampe.

Le recours aux pressions élevées lors de l'estampage liquide permet de fabriquer des pièces à partir des alliages avec des propriétés de coulée non favorables. L'augmentation de la vitesse de cristallisation exerce une influence bienfaisante lors de l'estampage liquide des pièces à partir des alliages avec une grande intervalle de la température de cristallisation. Cela diminue le danger de l'apparition des zones de ségrégation.

La vitesse du remplissage de la cavité de l'étampe par le métal peut être déterminée si l'on connaît la vitesse du déplacement du poinçon v et le rapport des sections transversales du poinçon πr_1^2 et de la matrice πr_0^2, c'est-à-dire:

$$v_1 = v r_1^2/(r_0^2 - r_1^2). \tag{6.10}$$

De là, on détermine le temps du remplissage de l'étampe

$$\tau_{r.e} = h/v_1,$$

où h est la voie de la limite des phases dans le métal liquide.

Dans ce cas, le temps du début de la cristallisation selon l'inégalité (6.7) peut être représenté de la façon suivante:

$$\tau_d \geqslant \tau_{r.e} + \tau_{p\ min}, \tag{6.11}$$

ou

$$\tau_d \geqslant h\,(r_0^2 - r_1^2)/(v r_1^2) + \tau_{p\,\min}. \qquad (6.12)$$

La coulée et l'estampage du métal liquide. Au début du processus il est nécessaire d'augmenter la température du métal jusqu'à la température de la coulée pour assurer son état fluide et pour mieux remplir l'étampe. Le chauffage du métal fondu au-dessus de la température de coulée n'est pas désirable, car cela entraîne des surcharges thermiques de l'outillage et l'altération de la structure du métal de la pièce. Il est également nécessaire d'assurer les conditions qui excluent la pénétration du laitier dans le métal fondu. La vitesse accrue de la coulée du métal dans l'étampe empêche le bon fonctionnement de ce dernier, détruit sa surface de travail, et dans certains cas, elle entraîne la soudure de la pièce avec l'étampe, ce qui exclut son utilisation ultérieure. C'est pour cette raison qu'on recommande d'utiliser dans l'estampage liquide les vitesses de la coulée du métal pas très élevées.

A la frontière étampe-métal liquide il est nécessaire d'utiliser une couche de séparation, qui assure des conditions favorables pour le matériel de l'estampage. A cet effet on utilise la chaux, le graphite et le kaolin. Selon les données de certains chercheurs la meilleure température pour la coulée des métaux et alliages fondus dans les étampes est de 1580 °C pour les aciers, de 1050 °C pour les alliages de cuivre, de 700 °C pour ceux d'aluminium. Il est évident que les différents matériaux agissent différemment sur les contraintes thermiques dans les étampes, ce qui se reflète sur leur productivité.

Pour obtenir des pièces par estampage à l'état liquide sans pores et retassures on recommande la pression de 100 à 500 MPa. En ce qui concerne l'amélioration de la structure et des propriétés mécaniques des pièces estampées, la pression est un facteur décisif. Pour les alliages d'aluminium la pression maximale atteint 350 MPa.

On a établi qu'en fonction de la complexité et des dimensions des pièces estampées la durée de l'opération (le maintien du métal sous pression) change de 2 à 10 s.

6.3. Domaine d'application de l'estampage liquide

Le domaine d'application de l'estampage liquide est déterminé avant tout par les avantages de ce procédé par rapport à d'autres: l'économie des métaux et alliages, la possibilité d'obtenir des pièces à parois minces, les tolérances d'usinage plus petites.

Outre cela, les pièces obtenues par l'estampage liquide ont des caractéristiques mécaniques, technologiques et de service élevées.

Le procédé de l'estampage liquide offre des possibilités de produire beaucoup de pièces, différentes selon leur complexité et leur poids (jusqu'à 10 kg) pour les besoins des constructions mécaniques, de

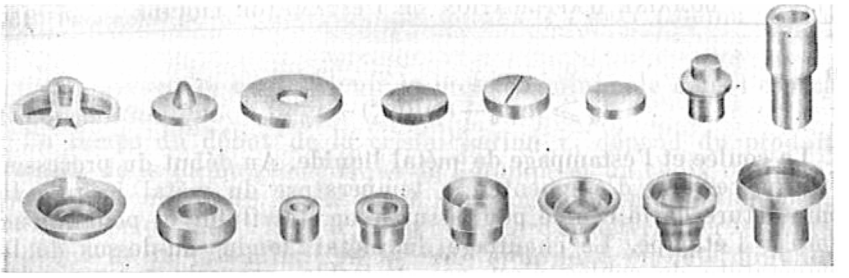


Fig. 6.4. Pièces typiques obtenues par estampage liquide

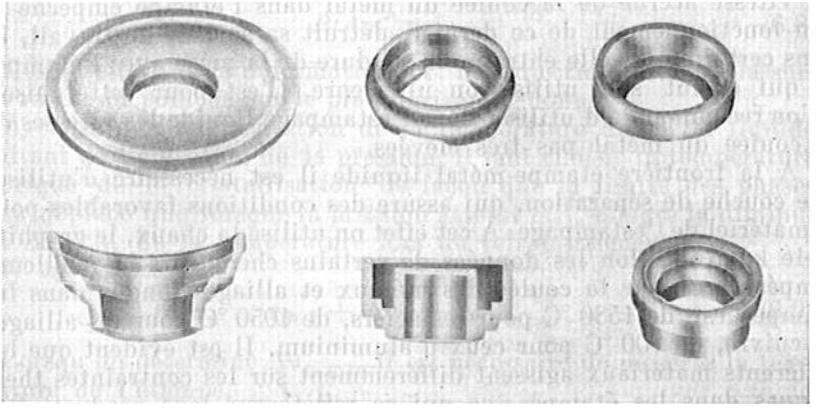


Fig. 6.5. Pièces symétriques par rapport à l'axe avec un orifice obtenues par estampage liquide

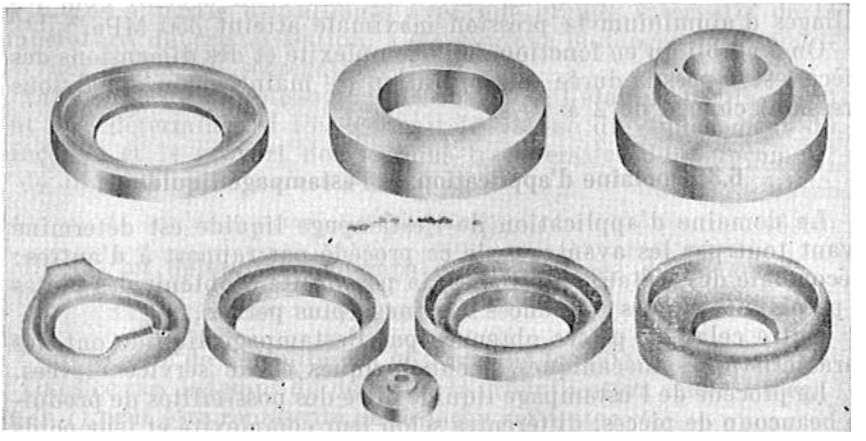


Fig. 6.6. Pièces en forme d'anneaux obtenues par estampage liquide

l'industrie automobile, aéronautique, de la construction d'appareils de contrôle et de mesure.

A titre d'exemple nous allons examiner comment on obtient des pièces par le procédé de l'estampage liquide en U.R.S.S., en R.D.A.

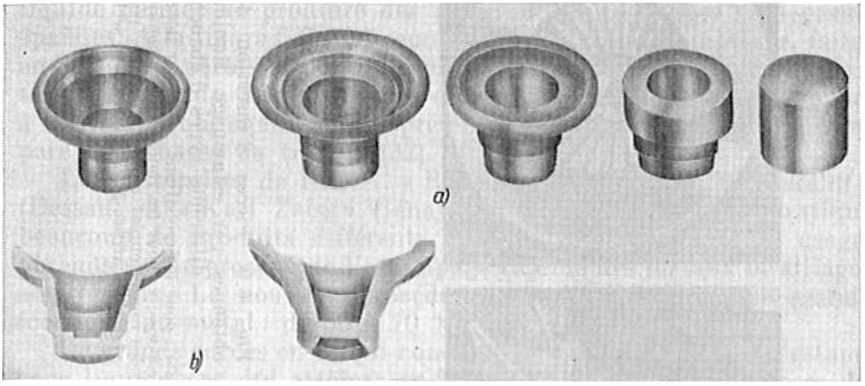


Fig. 6.7. Opérations lors de l'estampage à chaud (*a*) et de l'estampage liquide (*b*) des pièces du type de raccord

et en Tchécoslovaquie. Ainsi, à l'entreprise d'appareils mécaniques et optiques de précision « Karl Zeiss » à Iéna (R.D.A.) une partie considérable de pièces est produite par l'estampage liquide. Cette méthode a remplacé dans la plupart des cas l'estampage à chaud.

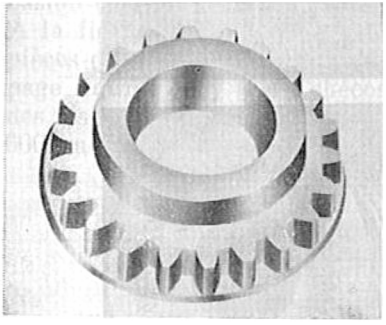
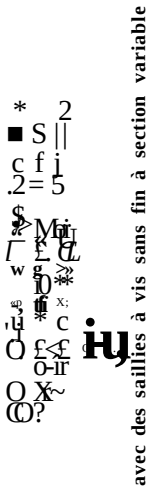


Fig. 6.8. Pignon obtenu par estampage liquide

A la figure 6.4 on montre des pièces typiques pour les appareils et instruments optiques et mécaniques, obtenues par le procédé de l'estampage liquide. L'estampage liquide donne la possibilité d'obtenir des pièces en forme d'anneaux et de cuvettes sans fond, c'est-à-dire des pièces symétriques par rapport à l'axe avec des ori-


avec des saillies à vis sans fin à section variable

fices. A la figure 6.5 sont représentées certaines pièces faites en alliages d'aluminium qu'on utilise dans la construction d'appareils de contrôle et de mesure.

A la différence des autres procédés technologiques, telles que la coulée sous pression, l'estampage à chaud et autres, l'estampage liquide permet de produire des pièces à parois minces et à parois épaisses. A la figure 6.6 sont représentées les pièces complexes, faites en R.D.A., à parois minces et épaisses, obtenues par procédé de l'estampage liquide. Les avantages de l'estampage liquide par rapport à l'estampage à chaud sont représentés à la figure 6.7 où l'on compare des phases de travail [32].

Les entreprises de R.D.A. « Regelswerk » (Dresde), « Junkalor » (Dessau) et « Karl Zeiss » (Iéna) ont élaboré et mis en pratique beaucoup de produits différents d'après leur forme et leur usage, obtenus par le procédé de l'estampage liquide des métaux et alliages non ferreux. Le nouveau procédé a permis d'obtenir une grande économie du métal : de 50 à 70 %.

De grands succès en ce qui concerne la mise en œuvre de l'estampage liquide ont été atteints en U.R.S.S. Plusieurs entreprises du pays ont commencé à produire pour les constructions mécaniques et autres branches de l'industrie des pièces, différentes selon leur complexité et leur usage, telles que roues dentées de chaîne pour les tracteurs, ébauches pour des roues dentées, brides pour les conduites à gaz et à pétrole, pièces de corps et panneaux, pièces pour la canalisation à haute pression, séparateurs massifs, rondelles de courroie tambours, etc. L'estampage liquide des pignons avec des dents (figure 6.8) présente un grand intérêt.

L'estampage liquide est un procédé usuel aussi lors de la fabrication des moules pour le traitement des thermoplastiques [4], [39]. A la figure 6.9 sont représentés les coussinets des moules pour les pièces de différente complexité, obtenues par le procédé de l'estampage liquide [39]. En Tchécoslovaquie, à l'usine de transformation des résines synthétiques de Pilzen on produit par ce procédé près de 600 moules différentes.

Chapitre 7

PRÉPARATION DES MATÉRIAUX DE DÉPART POUR L'ESTAMPAGE

7.1. Procédés d'obtention des ébauches

Les processus de séparation dans le traitement des métaux par déformation comptent un grand nombre d'opérations principales et auxiliaires. Les opérations le plus fréquemment utilisées dans la production des ébauches sont rassemblées au tableau 7.1.

Tableau 7.1

Principales opérations de séparation exécutées par l'estampage

Opération	Destination	Schéma
Tronçonnage des ébauches	Séparation des barres et des profilés laminés aux étampes	
Découpage de formes	Séparation d'une partie de matériau de départ suivant le contour ouvert	
Découpage	Obtention des pièces plates par séparation de celles-ci du matériau de départ suivant le contour fermé	
Poinçonnage	Obtention des trous par séparation du matériau de l'ébauche suivant le contour fermé	
Ebarbage	Séparation du métal superflu suivant le contour des pièces plates, creuses ou pleines	
Nettoyage	Obtention des dimensions géométriques précises suivant le contour des pièces	

Certaines de ces opérations sont utilisées non seulement pour la séparation, mais aussi pour la fabrication définitive des pièces sans l'usinage mécanique ultérieure.

La technologie de la fabrication d'une pièce finie est étroitement liée au choix rationnel du procédé de découpage de l'ébauche.

Exigences technologiques concernant les pièces obtenues par les procédés du traitement des métaux par déformation. Lors de la construction des machines et des objets techniques on résout généralement deux problèmes:

1) la création de l'équipement moderne à grand rendement;

2) l'optimisation de la forme des pièces non seulement du point de vue de la résistance, mais aussi du point de vue de la possibilité

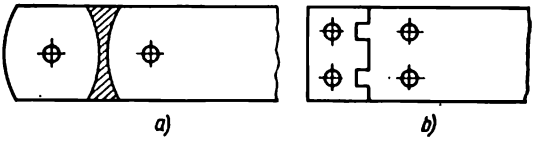


Fig. 7.1. Schéma de l'estampage avec de faibles déchets (*a*) et sans déchets (*b*)

de fabriquer ces pièces par les procédés les plus modernes du traitement des métaux par déformation.

Pour la résolution de ces problèmes le constructeur doit disposer d'un ensemble de données concernant:

a) la nuance d'acier et ses caractéristiques physiques et mécaniques;

b) les formes optimales de l'ébauche et de la pièce assurant la consommation minimale du métal lors du découpage et le temps minimal nécessaire aux opérations préliminaires, la configuration rationnelle, le chargement plus uniforme de l'outillage contribuant à l'augmentation de sa durée de service;

c) les surépaisseurs et les tolérances de dimension rationnelles des ébauches et des pièces, compte tenu des possibilités du procédé technologique, qui dépendent toujours des particularités de l'équipement et de l'outillage dont dispose l'usine productrice.

Exigences technologiques concernant les pièces plates. Les pièces plates sont fabriquées dans la plupart des cas par l'estampage de la tôle. La forme des pièces soumises à l'estampage doit être extrêmement simple pour que les déchets de métal soient minimaux ou nuls (figure 7.1). Pour éliminer les angles aigus extérieurs et intérieurs des pièces, il faut que le rayon de congé minimal du contour extérieur soit $R \geqslant 0{,}25s$ lorsque $\alpha > 90°$ et $R \geqslant 0{,}52s$ lorsque $\alpha \leqslant 90°$; dans le cas du contour intérieur $R \geqslant 0{,}35s$ lorsque $\alpha > 90°$ et $R \geqslant 0{,}65s$ lorsque $\alpha < 90°$ (s étant l'épaisseur de la tôle).

Les dimensions minimales admissibles (en mm) des trous obtenus par l'estampage figurent au tableau 7.2. Si l'on a recours au guidage des poinçons, le diamètre d'un trou perforé peut constituer de 0,3 à 0,45 de l'épaisseur s de la tôle.

Tableau 7.2

Dimensions minimales des trous obtenus par l'estampage

Matériau	Forme du trou			
	rond	carré	rectangulaire	ovale
Acier :				
à bas carbone	1,0s	0,9s	0,7s	0,6s
à haut carbone	1,2s	1,1s	0,9s	0,8s
résistant à la corrosion	1,5s	1,4s	1,2s	1,1s
Bronze, cuivre	0,8s	0,7s	0,6s	0,55s
Aluminium, zinc	0,7s	0,6s	0,5s	0,45s

Les valeurs minimales admissibles de la distance entre les trous et le contour de la pièce dépendent de la forme du trou et de l'épaisseur de la tôle (tableau 7.3).

Exigences technologiques concernant les pièces obtenues par l'emboutissage. Un grand nombre de pièces utilisées dans les construc-

Tableau 7.3

Distances minimales admissibles entre les trous et le contour de la pièce lors de l'estampage à froid

Forme du trou	Distance, mm	Forme du trou et du contour de la pièce	Distance, mm
	$a \geqslant s$		$c \geqslant 0{,}8s$
	$b \geqslant 1{,}2s$		$e \geqslant 0{,}8s$
	$c \geqslant 0{,}75s$		$m \geqslant 0{,}9s$

tions mécaniques ont la forme des cylindres creux. Elles sont obtenues par l'emboutissage profond. Les pièces peuvent avoir des brides ou non, et les dimensions des brides doivent être minimales à la mesure du possible. L'augmentation des dimensions de la bride complique la technologie de la fabrication. Le diamètre minimal extérieur de la bride (figure 7.2) est déterminé selon la formule

$$D_b = d_c + 2r + (4 \div 5)\ s. \qquad (7.1)$$

Dans le cas de la présence des orifices sur la partie cylindrique de la pièce, la distance recommandée entre l'orifice et le fond de l'ébauche

$$l \geqslant r + 2s. \qquad (7.2)$$

A l'étape de la conception la hauteur de la pièce doit être choisie de façon à permettre l'emboutissage en une seule phase. Grâce à cela on parvient à l'accroissement de la productivité, à la réduction du prix de revient et à l'amélioration des conditions de travail.

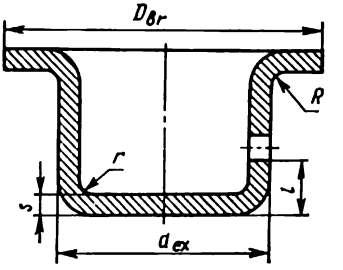


Fig. 7.2. Pièce avec bride obtenue par l'emboutissage profond: D_{br}, diamètre de la bride ; d_{ex}, diamètre extérieur de la pièce ; s, épaisseur de l'ébauche ; R, r, rayons de congés extérieurs et intérieurs

Exigences technologiques concernant les ébauches obtenues par l'estampage tridimensionnel. L'analyse des procédés technologiques de la fabrication des ébauches tridimensionnelles (pignons, essieux, arbres, etc.) obtenues par les méthodes de la transformation plastique des métaux montre que dans l'estampage tridimensionnel à chaud le taux d'utilisation du métal constitue 50 à 80 % et dans l'estampage à froid il atteint dans certains cas 90 %. La technologie de l'estampage exige, dans la mesure du possible, la diminution ou bien l'élimination des convexités ou des concavités sur le contour de l'ébauche dans le but de rendre les pièces plus facilement réalisables. De ce fait, l'optimisation de la forme de la pièce, visant à utiliser le matériel d'estampage plus simple qui crée des conditions plus aisées à l'écoulement du métal dans la zone de déformation, sert de facteur contribuant à l'implantation des procédés de laminage, d'estampage et de pressage de précision dans la fabrication des ébauches. Ces procédés assurent l'accroissement considérable du taux d'utilisation du métal et la réduction très sensible du nombre des opérations de finition, avec, dans certains cas, par exemple dans l'estampage à froid, l'obtention des pièces finies.

7.2. Découpage des ébauches

Les produits laminés livrés aux usines de constructions mécaniques présentent non seulement des défauts superficiels, mais aussi une courbure de profil importante dans le sens transversal et longitudinal, ce qui réduit la précision des ébauches après le découpage. Pour éliminer ces défauts on utilise l'équipement technologique approprié, à savoir les machines à dresser les tôles et les laminés à galets multiples, les planeuses, les installations pour le dressage des profilés.

Découpage des ébauches en tôle. Dans les constructions mécaniques, plus particulièrement dans l'industrie d'automobile, le taux d'utilisation du métal en tôle est assez élevé, d'où l'importance du découpage rationnel pour réaliser une économie du matériau.

Le découpage optimal de la tôle est caractérisé par le taux d'utilisation du matériau

$$K = [Fn/(LB)] \cdot 100\ \%, \tag{7.3}$$

où F est la surface de la pièce; n, le nombre de pièces; L et B sont respectivement la longueur et la largeur de la tôle.

Les procédés connus du découpage des tôles (tableau 7.4) peuvent être classés en trois groupes principaux:

le découpage avec déchets (ébarbage selon le contour fermé),

le découpage sans déchets,

le découpage avec les faibles déchets.

La quantité de déchets dépend de la configuration de la pièce, de l'épaisseur de la tôle, des caractéristiques mécaniques et du procédé de l'introduction de la tôle dans la zone de travail de la presse, etc.

Le tableau 7.5 donne les dimensions des barrettes résultant du découpage des tôles en aciers à bas carbone.

Pour les autres matériaux il faut multiplier ces valeurs par le coefficient K qui, dans le cas des aciers à haut carbone et des aciers alliés, est égal à 0,7 à 0,9; dans le cas du bronze et du laiton $K = 0{,}95$ à 1,15, du duralumin $K = 1{,}0$ à 1,15, du cuivre et de l'aluminium $K = 1{,}15$ à 1,25.

Dans le cas de l'estampage avec rotation de l'ébauche la valeur du coefficient K augmente de 20 à 30 % par rapport à celles données au tableau 7.5. L'avance mécanique ou automatique de la tôle assure la réduction de ce coefficient de 15 à 20 %.

Lors du découpage de la tôle en bandes on tient compte des dimensions initiales de la tôle et des tolérances en moins. Le découpage est effectué suivant la longueur ou suivant la largeur de la tôle, en fonction du nombre optimal des bandes qu'on peut obtenir. Le procédé du calcul de la largeur B de la bande dépend de l'ordre de la disposition des pièces sur la bande (tableau 7.6). Le jeu z entre les guides de l'étampe et la bande est donné au tableau 7.7.

Tableau 7.4

Découpage des tôles

Schéma du découpage	Type de découpage	
	Avec déchets	Avec les faibles déchets ou sans déchets
Droit		
A l'encontre		
Incliné		
Combiné		
Sur plusieurs rangées		
Découpage des bandes		

Lors du découpage des tôles il faut utiliser toutes les possibilités pour obtenir le nombre maximal des ébauches avec les déchets minimaux du métal. Pour réduire les déchets dus à la non-conjugaison de la forme des ébauches, on procède au découpage de deux ou de plusieurs types de pièces de la même tôle.

Dans le cas du découpage à la cisaille à guillotine les tolérances recommandées tenant compte de l'épaisseur de la bande sont indi-

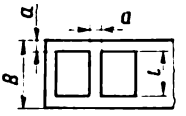
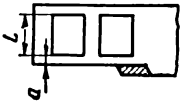
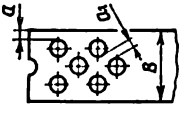
Tableau 7.5

Dimensions des barrettes résultant du découpage des tôles

Epaisseur du matériau, mm	Pour les pièces rondes et ovales d'un diamètre D, mm								Pour les pièces rectangulaires d'une longueur l, mm							
	inférieur à 50		50 à 100		100 à 200		200 à 300		inférieure à 50		50 à 100		100 à 200		200 à 300	
	a_1	a	a_1	a	a_1	a	a_1	a	a_1	a	a_1	a	a_1	a	a_1	a
Inférieure à 0,2	1,4	2,0	1,6	2,2	1,8	2,4	2,0	2,6	2,0	2,5	2,5	3,0	3,0	3,5	3,5	4,0
0,2-0,5	1,2	1,5	1,4	1,7	1,6	1,9	1,8	2,1	1,5	1,8	2,0	2,3	2,5	2,8	3,0	3,3
0,5-1,0	0,8	1,2	1,0	1,4	1,2	1,6	1,4	1,8	1,0	1,5	1,5	2,0	2,0	2,5	2,5	3,0
1,0-1,5	1,1	1,5	1,3	1,7	1,5	1,9	1,7	2,1	1,4	1,9	1,9	2,4	2,4	2,9	2,9	3,4
1,5-2,0	1,5	1,9	1,7	2,1	1,9	2,3	2,1	2,5	1,7	2,2	2,1	2,6	2,5	3,0	2,9	3,4
2,0-2,5	1,8	2,3	2,0	2,5	2,2	2,7	2,4	2,9	2,2	2,6	2,6	3,0	3,0	3,4	3,4	3,8
2,5-3,0	2,1	2,6	2,3	2,8	2,5	3,0	2,7	3,2	2,5	3,0	2,9	3,4	3,3	3,8	3,7	4,2
3,0-3,5	2,5	3,0	2,7	3,2	2,9	3,4	3,1	3,6	2,7	3,4	3,2	3,8	3,7	4,2	4,2	4,6
3,5-4,0	2,8	3,3	3,0	3,5	3,2	3,7	3,4	3,9	3,2	3,7	3,6	4,1	4,0	4,5	4,4	4,9
4,0-5,0	3,1	3,6	3,3	3,8	3,5	4,0	3,7	4,2	3,6	4,0	4,0	4,4	4,4	4,8	4,8	5,2
5,0-6,0	3,6	4,2	3,9	4,5	4,2	4,8	4,5	5,1	4,0	4,5	4,5	5,0	5,0	5,5	5,5	6,0
6,0-7,0	3,6	4,5	4,0	5,0	4,4	5,5	4,8	6,0	4,5	5,0	5,0	5,5	5,5	6,0	6,0	6,5
7,0-8,0	4,2	5,0	4,5	5,5	4,8	6,0	5,1	6,5	4,8	5,6	5,4	6,6	6,0	7,2	6,6	7,8
8,0-9,0	4,5	5,5	5,0	6,0	5,5	6,5	6,0	7,0	5,2	5,9	5,9	6,6	6,6	7,3	7,3	8,0
9,0-10,0	5,0	6,0	6,0	6,5	6,5	7,0	7,0	7,5	5,7	6,4	6,3	7,1	6,9	7,8	7,5	8,5

Tableau 7.6

Schéma du découpage des ébauches sur la largeur de la bande

Schéma du découpage	Disposition des ébauches sur la bande	Largeur de la bande
En une rangée		
	Avec serrage latéral de la bande	$B = L + 2a + \Delta m$
	Sans serrage latéral de la bande	$B = L + 2(a + \Delta m) + z$
		
	Avec découpage unilatéral de la bande	$B = L + 1{,}5a + c + 0{,}5\Delta m$
	Avec découpage bilatéral de la bande	$B = L + 1{,}5a + 2c + 0{,}5\Delta m$
En quinconce		
	Avec serrage latéral de la bande	$B = [D + 2a + (n-1)(D - a_1)\,0{,}866] + \Delta m$
	Sans serrage latéral de la bande	$B = (D + 2a + \Delta m) + z + (n-1) \times (D + a)\,0{,}856$
	Avec découpage unilatéral de la bande	$B = L + 1{,}5a + c + 0{,}5\Delta m$
	Avec découpage bilatéral de la bande	$B = L + 1{,}5a + 2c + 0{,}5\Delta m$

Nota. B : largeur nominale de la bande ; L, D : dimensions des ébauches ; a, a_1 : dimensions des restes de la bande ; Δm : tolérance sur la largeur de la bande ; z : jeu entre les guides de l'étampe et la bande, déterminé d'après le tableau 7.7, mm ; n : nombre de rangées ; c : dimension de la partie éliminée de la bande.

Tableau 7.7

Jeu z (en mm) entre les guides de l'étampe et la bande

Epaisseur de la bande, mm	Etampe sans serrage latéral	Etampe avec serrage latéral	Devant le couteau	Derrière le couteau
0,5 à 1,0	0,3 à 0,5	1,0 à 1,5	0,4	0,2
1,0 à 2,0	0,5 à 0,8	1,5 à 2,0	0,6	0,3
2,0 à 3,0	0,8 à 1,0	2,0 à 3,0	0,8	0,4
3,0 à 4,0	1,0 à 1,3	3,0 à 4,0	—	—

Tableau 7.8

Tolérance sur dimensions des bandes dans le cas du découpage à la cisaille à guillotine, mm

Epaisseur de la tôle de départ, mm	Largeur de la bande, mm					
	Inférieure à 50	51-100	100-200	201-300	301-500	Supérieure à 500
Inférieure à 0,5	0,25	0,50	0,75	1,00	1,20	1,50
0,5-1,0	0,50	0,75	1,0	1,0	1,20	1,50
1,0-2,0	0,75	0,75	1,0	1,25	1,50	2,0
2,0-3,0	1,0	1,0	1,25	1,50	2,0	2,50
5,0-7,0	1,25	1,50	1,80	2,0	2,20	2,50
7,0-10,0	1,50	1,80	2,20	2,20	2,50	3,0

quées au tableau 7.8. Si les outils sont bien réglés, on peut réduire les tolérances de 30 %.

Détermination de l'effort de découpage. Lors de l'emploi de la cisaille à guillotine ou des autres outils, l'effort nécessaire de découpage est calculé à l'aide des formules de Romanovski.

Cisaille à guillotine :

disposition parallèle des couteaux . . . . . $P = Ls\tau_0$

disposition inclinée des couteaux ($\varphi = 2$ à $5°$) . . . . $P = 0{,}5\ (s^2/\mathrm{tg}\ \varphi)\ \tau_0$

Cisaille circulaire . . . . . $P = 0{,}5\ (h_n s/\mathrm{tg}\ \alpha)\ \tau_0$

Dans ces formules L est la longueur de coupe ; s, l'épaisseur de la tôle ; φ, l'angle d'inclinaison du couteau ; α, l'angle d'engagement de la cisaille circulaire ; h_n, la profondeur de la pénétration du couteau dans le métal ; τ_0, la limite de rupture au cisaillement.

Automatisation du découpage des tôles dans les constructions mécaniques. Ces dernières années l'utilisation du découpage automatisé des tôles et des barres dans l'industrie devient de plus en plus large.

L'implantation rapide du découpage automatisé nécessite l'équipement moderne pour découpage avec commande numérique, l'élaboration de programmes spéciaux pour les ordinateurs électroniques et la création des entreprises puissantes centralisées. C'est grâce à la combinaison optimale de ces trois facteurs, qu'on peut parvenir au taux d'utilisation maximal du métal. Lors du découpage des ébauches rectangulaires à l'aide des ordinateurs on utilise les programmes dont l'algorithme est élaboré sur la base de la programmation linéaire. Les ordinateurs permettent d'optimiser le découpage des ébauches plates à configuration identique ou arbitraire. Les données obtenues servent à établir le plan de disposition des ébauches selon la largeur de la bande. L'emploi du découpage automatisé permet d'élever le taux d'utilisation du métal de 5 à 8 % par rapport aux méthodes de découpage connues. Il existe actuellement les programmes de calcul qui prévoient la détermination de la longueur du développement des pièces d'une configuration compliquée, le choix de la disposition optimale des ébauches sur la tôle et la construction de l'outillage.

Les progrès importants dans l'obtention des ébauches de diverses configurations en tôle épaisse sont réalisés grâce à l'emploi du découpage à chalumeau automatisé. Ce procédé de découpage permet de réduire les dépenses de travail de 50 % et d'augmenter le taux d'utilisation du métal de 10 à 30 %.

7.3. Poinçonnage

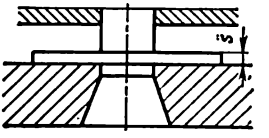
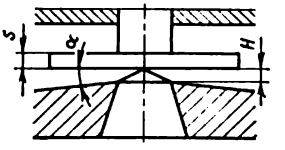
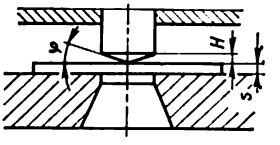
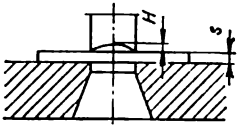
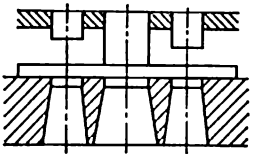
Poinçonnage d'ébauche. Le poinçonnage est l'une des opérations d'estampage la plus répandue. Par exemple, dans la construction d'appareils de contrôle et de mesure, la part de pièces obtenues par l'estampage constitue 85 à 90 % de la production totale. La plupart de ces pièces ont des orifices. Dans le cas de la fabrication en série ou en très grande série le poinçonnage à l'étampe figure parmi les méthodes les plus productives. La qualité des orifices dépend de la tolérance des dimensions du poinçon et de la matrice et de leur coaxialité. Si ces dimensions sont supérieures ou inférieures aux limites tolérées, l'effort nécessaire de poinçonnage augmente, et la tenue de l'étampe diminue de plusieurs fois. L'orifice acquiert alors des bavures, des fissures et sa surface devient plus rugueuse. La qualité des orifices dépend également de l'épaisseur et des caractéristiques mécaniques de la tôle. L'effort nécessaire de poinçonnage est directement lié à la valeur de la surface de cissaillement, à l'espèce du métal de l'ébauche, à l'état des bords tranchants du poinçon et de la matrice et à la distance entre ces bords. Dans la pratique on em-

ploie les différents schémas technologiques de poinçonnage, dont les plus essentiels sont représentés au tableau 7.9. Pour réduire l'effort de poinçonnage, on emploie les poinçons et les matrices à bords biseautés. Si le trou est percé par la matrice, les bords de celle-ci sont biseautés, lorsque c'est le poinçon qui fait les trous, ses bords tranchants présentent un chanfrein alors que la matrice est plate.

La valeur du chanfrein H dépend de l'épaisseur du matériau à percer, mais est toujours inférieure à l'épaisseur de la tôle.

Tableau 7.9

Schémas du poinçonnage

Conditions du poinçonnage	Schéma de l'opération
1. Bords parallèles du poinçon et de la matrice	
2. Bords biseautés de la matrice	
3. Bords biseautés du poinçon	
4. Bord concave du poinçon	
5. Disposition étagée des poinçons	

Si on a deux ou plusieurs orifices à poinçonner dans l'ébauche en tôle, on a recours à l'arrangement étagé des poinçons dans le but de diminuer l'effort de poinçonnage. Dans le cas de trois orifices, les poinçons de la moindre section doivent être plus courts (voir le tableau 7.9). La différence de la hauteur des poinçons doit être approximativement égale à l'épaisseur de la tôle à perforer sans toutefois dépasser cette épaisseur.

L'effort nécessaire de poinçonnage que doivent développer le poinçon et la matrice à bords tranchants parallèles, à condition de l'absence de serrage, est déterminé selon la formule

$$P = Ls\tau_0, \tag{7.4}$$

où L est le périmètre de l'orifice ; s, l'épaisseur de la tôle ; τ_0, la limite de rupture au cisaillement.

Dans le cas du poinçonnage avec serrage, l'effort nécessaire est déterminé comme

$$P_p = P + Q_t, \tag{7.5}$$

où Q_t est l'effort nécessaire du tampon de ressort.

En choisissant le type de la presse, il faut tenir compte du fait que son effort nominal doit dépasser de 20 à 30 % l'effort calculé de poinçonnage. Grâce à cela on parvient à la meilleure fiabilité et aux conditions plus favorables d'exploitation de l'outillage.

Dans le cas des bords tranchants biseautés du poinçon ou de la matrice l'effort de poinçonnage est

$$P = Ls\tau_0 k, \tag{7.6}$$

où $k = 0{,}4$ à $0{,}8$ pour $H = s$; $k = 0{,}2$ à $0{,}4$ lorsque $H > s$.

L'effort de poinçonnage des trous rectangulaires pour $H > s$

$$P = 2\tau_0 (a + 0{,}5\, b/H)\, s, \tag{7.7}$$

pour $H = s$

$$P = 2s\tau_0 (a + 0{,}5b). \tag{7.8}$$

Lors du poinçonnage des orifices carrés par le poinçon biseauté de 4 côtés, l'effort est déterminé selon la formule

$$P = 4s^2\tau_0/\mathrm{tg}\ \varphi. \tag{7.9}$$

La limite de rupture au cisaillement est en relation avec la résistance à la traction

$$\tau_0 = (0{,}8—0{,}86)\, \sigma_R. \tag{7.10}$$

L'effort d'éjection de la pièce à travers la matrice cylindrique est

$$P_p = k_p P n, \tag{7.11}$$

où $k_p = 0{,}05$ à $0{,}10$ est le coefficient tenant compte de l'épaisseur de la tôle ; $n = h/s$, le nombre de pièces ; h, la hauteur de la partie cylindrique de la matrice.

Poinçonnage de finition. Lors du poinçonnage conventionnel des tôles, la surface latérale des orifices présente des rugosités et des écarts importants des paramètres géométriques par rapport à ceux prescrits, du fait de la présence du jeu entre la matrice et le poinçon. Pour éliminer ces défauts on a mis au point les méthodes spéciales du poinçonnage de finition, dont les plus répandues sont :

le poinçonnage à l'aide du poinçon étagé ;

le poinçonnage avec création de la contre-pression dans la zone de cisaillement.

Pendant un coup de travail le poinçon étagé (figure 7.3) effectue simultanément le poinçonnage, le nettoyage et le calibrage du

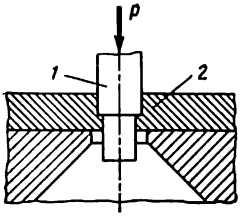


Fig. 7.3. Schéma du poinçonnage par le poinçon étagé :
1, poinçon étagé ; *2*, ébauche

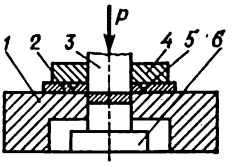


Fig. 7.4. Schéma du poinçonnage de précision avec la contre pression :
1, matrice ; *2*, ébauche ; *3*, poinçon ; *4*, serre-flan avec le bord nervuré ; *5*, *6*, éjecteurs

trou. Le défaut grave de cette méthode consiste en usure rapide des bords tranchants de la partie du poinçon responsable du nettoyage.

Le schéma du poinçonnage de finition avec la contre-pression est montré à la figure 7.4. Les efforts de contre-pression agissant sur l'ébauche sont créés par le bord nervuré *5* et par le serre-flan *4*. Le bord nervuré reproduit le contour du trou à perforer. Lors d'enfoncement du bord nervuré dans le matériau de l'ébauche, une partie de métal se déplace et crée un effort de contre-pression dans la zone du trou perforé. En même temps on voit apparaître une contrainte régulière de compression dans la zone de cisaillement, grâce à laquelle le trou résultant du poinçonnage a les dimensions précises et les parois lisses. L'effort de contre-pression dû à l'enfoncement du bord nervuré dans le métal de l'ébauche dépend de l'angle de chanfreinage du bord, de la distance entre le bord et le trou, de l'espèce de lubrifiant, de l'épaisseur de la tôle et des autres facteurs. Lors de la perforation des tôles épaisses il est recommandé d'utiliser les bords nervurés disposés de deux côtés, à savoir du côté de la matrice et du côté du poinçon.

Procédés du poinçonnage précis des trous dont le diamètre est inférieur à l'épaisseur de la tôle ($s/d > 1$). L'obtention de petits trous par l'estampage à froid dans la fabrication en série et en très grande série assure la plus haute productivité, mais ce procédé n'est utilisé que dans le cas des trous dont le diamètre est égal ou supérieur à l'épaisseur de la tôle [2].

Cette limitation découle de la tenue insuffisante du poinçon qui, au cours du poinçonnage de petits trous, perd sa stabilité et se déforme. Cependant, selon les données des ouvrages [24], [36], il existe des étampes pour la fabrication de petits trous ($d < s$), où la stabilité

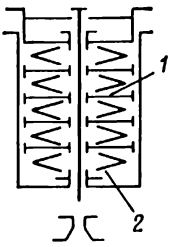


Fig. 7.5. Schéma de la stabilisation du poinçon au cours du poinçonnage :
1, douilles, rondelles ; *2*, ressorts plats et hélicoïdaux

et la bonne tenue du poinçon sont assurées par l'emploi d'éléments de guidage spéciaux. De par sa construction, ses éléments de guidage peuvent être subdivisés en trois groupes essentiels :

1) éléments de guidage sous forme de rondelles et de douilles ;
2) éléments de guidage télescopiques ;
3) éléments de guidage sous forme de vérins hydrauliques ou pneumatiques.

Dans le premier groupe (figures 7.5 et 7.6), la stabilité du poinçon est assurée par l'ensemble d'éléments de guidage spéciaux : rondelles, disques, douilles, ressorts plats et hélicoïdaux associés aux éléments élastiques intermédiaires, l'orientation correcte du poinçon étant obtenue par l'emploi d'ergots de centrage *3* (voir figure 7.6). Un défaut grave d'une telle construction consiste en présence des portions libres, non guidées, du poinçon. De ce fait, dans les poinçons relativement longs, des conditions apparaissent, favorisant l'accroissement de la déformation élastique onduleuse suivant la hauteur du poinçon. Pour cette raison, les éléments de ce groupe n'ont pas trouvé un large emploi.

Dans le deuxième groupe (figures 7.7, 7.8, 7.9), sont utilisés les éléments de guidage télescopiques, comportant deux douilles télescopiques *1* et *3* et un élément élastique *2* (voir figure 7.7). A l'état initial, entre les douilles *1* et *3* il existe une portion non guidée du poinçon, par conséquent, cette partie du poinçon peut perdre sa stabilité au cours du poinçonnage.

A la figure 7.8 sont montrés les guides télescopiques à deux éléments, comprenant les douilles *1* et *2* qui, grâce à leur configuration, entourent le poinçon le long de son axe. Lors d'un coup de travail la stabilité du poinçon augmente par suite du rapprochement des

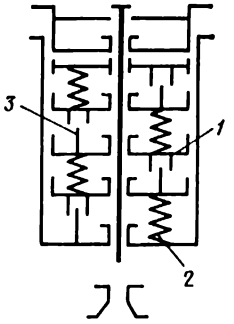


Fig. 7.6. Eléments de guidage du poinçon : *1*, rondelle ; *2*, ressort ; *3*, ergots de centrage

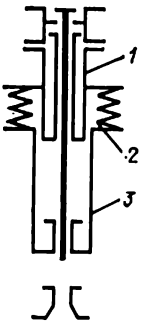


Fig. 7.7. Guidage télescopique du poinçon

douilles *1* et *2*. Parmi les inconvénients graves des éléments de ce groupe on peut noter une grande difficulté de fabrication des douilles télescopiques, l'imprécision de l'usinage mécanique et les déforma-

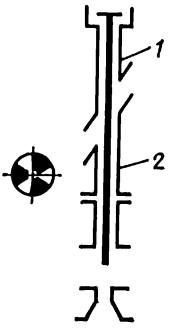


Fig. 7.8. Guidage télescopique du poinçon à deux éléments

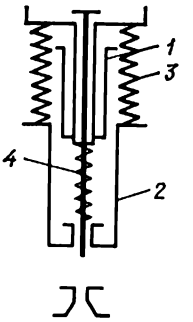


Fig. 7.9. Guidage télescopique du poinçon à appui élastique

tions résiduelles des douilles après le traitement thermique, ce qui rend plus difficile le fonctionnement du poinçon.

Pour éliminer la flexion longitudinale des poinçons relativement minces et longs, on se sert d'un guidage selon la longueur (guides télescopiques à appui élastique), montré à la figure 7.9. Dans cette construction sont utilisées deux douilles *1* et *2* glissant l'une par

rapport à l'autre. Le ressort *3* sert au retour des douilles dans la position initiale et à l'obtention d'un serrage nécessaire contre le matériau à déformer. La partie libre s'étendant entre les douilles est remplie d'un jeu de rondelles (bagues) en caoutchouc et en acier ou d'un ressort en spirale *4* assurant la stabilisation du poinçon suivant la longueur. Une telle construction n'exclut pas elle aussi la possibilité de l'apparition de la déformation élastique onduleuse au cours du poinçonnage.

Les éléments de guidage appartenant au troisième groupe (figure 7.10) se présentent sous forme de vérins hydrauliques ou pneumatiques où la distance entre les plaques de guidage varie en fonction du volume du liquide remplissant le vérin hydraulique. Dans ce cas, la présence du liquide dans le système d'alimentation complique l'organisation du matériel technologique; outre cela, ces éléments de guidage ne sont pas exempts de défauts inhérents aux éléments du premier groupe.

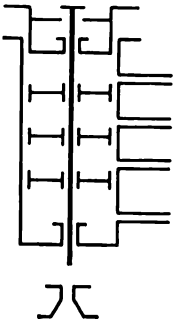


Fig. 7.10. Guidage du poinçon sous forme de vérin hydraulique ou pneumatique

Les inconvénients propres aux éléments de guidage des trois groupes considérés rendent impossible l'utilisation des outils en carbure dur; c'est pourquoi la technologie des trous d'un diamètre inférieur à l'épaisseur de la tôle n'a connu qu'une application restreinte. Actuellement, on obtient les petits trous par perçage à l'aide de forets monolithes en carbure dur. Pour atteindre la haute précision et la qualité de surface des trous on a recours à l'usinage de finition (lamage, parachèvement, etc.). Le tableau 7.10 donne les tolérances des dimensions des trous d'un diamètre entre 0,5 et 2 mm, obtenus par les divers procédés [44].

Tableau 7.10

Tolérances sur les dimensions des trous, mm

Procédé d'obtention des trous	Sur la hauteur	Sur le diamètre
Perçage :		
avec guidage	0,040 à 0,070	0,20 à 0,030
avec le centrage préliminaire	0,025 à 0,035	0,015 à 0,025
avec l'obtention du chanfrein	0,015 à 0,025	0,010 à 0,015
Poinçonnage à l'étampe	0,015 à 0,020	0,007 à 0,010
Calibrage préliminaire	0,010 à 0,015	0,007 à 0,010
Calibrage définitif	0,005 à 0,010	0,003 à 0,005

L'introduction du poinçonnage de précision dans la construction d'appareils de contrôle et de mesure supprime une opération laborieuse du parachèvement mécanique. A l'aide du poinçonnage de précision on peut obtenir les trous dont la précision répond à la 2e ou à la 3e classe et la rugosité des parois à $R_a = 1{,}25$ à $0{,}08$ μ.

A la chaire « Construction d'appareils mécaniques » de l'Institut mécanique de Gabrovo on a créé et industrialisé l'outillage pour l'estampage de précision, capable de réaliser les trous avec le rapport $s/d > 1$ dans les conditions de la tenue requise du poinçon à la flexion longitudinale apparaissant au moment du poinçonnage.

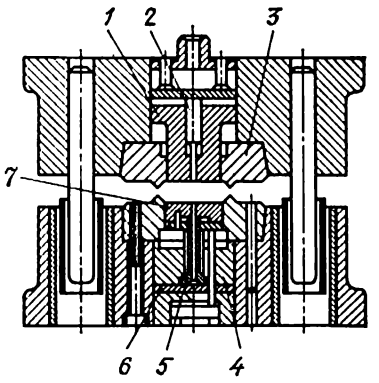


Fig. 7.11. Etampe pour le poinçonnage de précision des trous avec le rapport $s/d > 1$

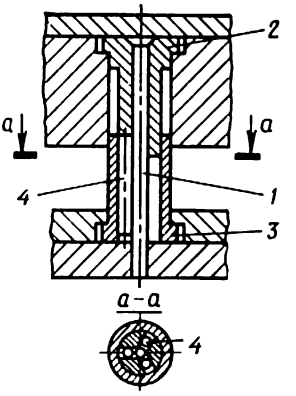


Fig. 7.12. Schéma du dispositif de séparation:

1, poinçon; *2*, *3*, douilles de séparation; *4*, rouleaux

La figure 7.11 montre la constitution de l'étampe pour le poinçonnage de précision des trous d'un diamètre inférieur à l'épaisseur de la tôle avec le guidage du poinçon à l'aide du dispositif de séparation. Le dispositif de séparation est représenté à la figure 7.12 [34].

Dans la pièce de corps *4* (voir figure 7.11) est logé le dispositif de séparation (voir figure 7.12) comprenant la douille de séparation *2* et la douille de guidage *3* qui entoure la douille *2*. Dans l'interstice entre les douilles sont montés les rouleaux *4* qui assurent le centrage du poinçon *1* avec le préserrage. L'espace libre entre les douilles, le poinçon et les rouleaux est rempli d'un lubrifiant.

Ainsi, grâce à une telle disposition des pièces *1* à *3*, on peut atteindre une stabilité nécessaire du poinçon *1* et assurer une lubrification permanente de sa surface de travail (voir figure 7.12). L'éjecteur *2* (voir figure 7.11) est monté dans le poinçon *1* de telle sorte que ce dernier sert de matrice pour le trou à poinçonner et est fixé par une pièce de pression *3*. Pendant le fonctionnement des éjecteurs *2* et *7* lors d'évacuation de l'ébauche du poinçon *5* il se crée

une contre-pression, dont la valeur est suffisante pour éliminer les forces de traction. La plaque de pression *6* en carbure dur joue le rôle d'un appui indéformable du poinçon *5*. Une telle constitution de l'étampe est libre de tous les défauts propres aux éléments de guidage énumérés plus haut et rend possible l'utilisation des poinçons, des plaques de butée, etc., en carbure dur.

Un tel outil permet de réaliser avec une très haute précision les trous ronds et les trous de profil avec les dimensions inférieures à l'épaisseur de la tôle dans les différents matériaux (acier, laiton, aluminium), y compris les aciers et les alliages à haute résistance et les matériaux non métalliques.

Le matériel d'estampage décrit plus haut est monté sur les presses « Feintool » (Suisse) destinées à l'estampage de précision. On a essayé avec succès le poinçonnage des trous d'un diamètre $d = 1{,}5$ mm dans les tôles d'acier Ст3 d'une épaisseur de 5 mm, ainsi que le poinçonnage des trous de $d = 4$ mm dans les tôles d'acier Ст3 d'une épaisseur de 13 mm, la dureté du poinçon étant *HRC* 61 à 63.

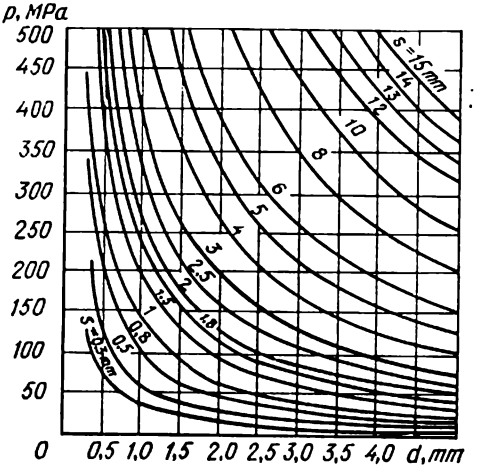


Fig. 7.13. Variation de l'effort appliqué au poinçon en fonction du diamètre d'un trou pour les différentes épaisseurs de la tôle (acier Ст 3)

Les mesures ont montré que les trous obtenus répondent à la classe de précision 2 ou 3, la rugosité des parois étant $R_a = 0{,}16$ à 0,38 μ et dans certains cas $R_a = 0{,}04$ μ.

Particularités du poinçonnage des trous avec le rapport $s/d > 1$. Lors du poinçonnage des trous avec le rapport $s/d > 1$ les conditions du fonctionnement du poinçon sont les plus défavorables, ce qui est dû aux valeurs importantes des contraintes se développant dans la section de celui-ci. Les courbes illustrant la relation entre les contraintes dans le poinçon et le diamètre des trous pour les épaisseurs différentes des tôles sont représentées à la figure 7.13. Ces courbes sont obtenues sur la base du calcul selon la formule suivante:

$$p = 4s\tau_0/d, \qquad (7.12)$$

où p est la contrainte de compression du poinçon dans le cas de la répartition uniforme de la charge dans sa section transversale; τ_0, la limite de rupture au cisaillement.

L'analyse des dépendances obtenues montre qu'avec la diminution du diamètre du trou et l'augmentation de l'épaisseur de la tôle, les contraintes dans le poinçon augmentent considérablement et dépassent la limite autorisée (300 à 350 MPa). En tant que le moyen contribuant à la meilleure tenue du poinçon, on peut adopter les éléments de guidage assurant le fonctionnement du poinçon dans les conditions

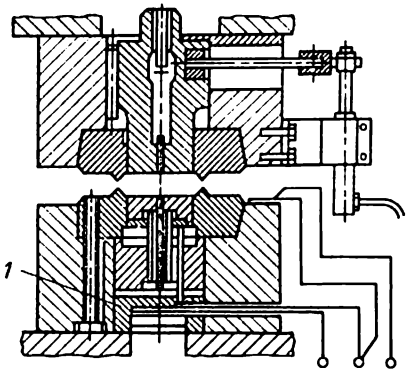


Fig. 7.14. Etampe pour le poinçonnage avec l'enregistrement de l'effort appliqué au poinçon

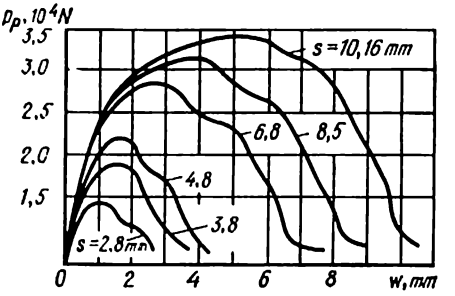


Fig. 7.15. Variation de l'effort de poinçonnage en fonction de la profondeur de la pénétration du poinçon dans le métal

de la compression omnilatérale de celui-ci. Cette mesure s'est montrée utile dans l'exploitation de l'étampe pour le poinçonnage de précision (voir figure 7.11).

Au cours du poinçonnage, l'effort produisant une déformation varie constamment ; cependant dans les calculs on ne prend que sa valeur maximale. Cela ne permet pas d'analyser plus exactement les étapes de la formation d'un trou.

Afin d'obtenir le modèle plus exact du mécanisme de la déformation et de la destruction dans la zone de cisaillement en fonction de la charge appliquée au poinçon, on a étudié les facteurs suivants :

$$P_p = f(w); \tag{7.13}$$

$$P_p = f(\tau); \tag{7.14}$$

$$w = \psi(\tau), \tag{7.15}$$

où P_p est l'effort de poinçonnage ; w la profondeur de la pénétration du poinçon dans l'ébauche ; τ, la durée de poinçonnage.

Les petits trous sont poinçonnés à l'aide de l'étampe pour le poinçonnage de précision (figure 7.14). L'outillage utilisé est construit spécialement pour la presse « Feintool 100/160 » destinée à l'estampage de précision. Le poinçon est fabriqué de l'acier P18 (*HRC* 61 à 63).

Dans les essais on a perforé les ébauches en tôle d'acier Ст3 de l'épaisseur 2,8; 3,8; 4,8; 6,8; 10,6 mm, le diamètre des trous étant $d = 4$ mm. Les essais ont été effectués sur la presse hydraulique ZD-20. Pour la mesure de l'effort de poinçonnage on a utilisé le

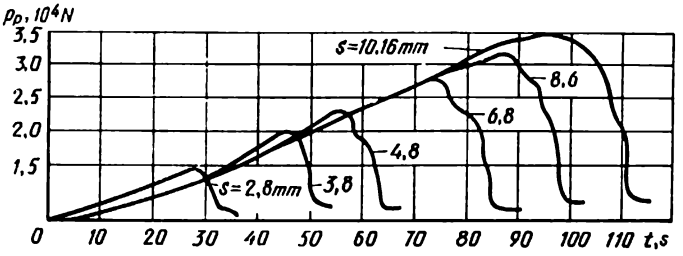


Fig. 7.16. Variation de l'effort de poinçonnage en fonction de la durée de l'opération

capteur extensométrique à résistance (voir figure 7.14) qui a été monté sur la surface inférieure de l'appui *1*.

Les dépendances graphiques obtenues expérimentalement sont représentées aux figures 7.15, 7.16, 7.17.

De la graphique $P_p = f(w)$ (figure 7.15) on peut conclure que lors de la déformation l'effort maximal de poinçonnage est enregistré sur la profondeur de pénétration du poinçon égale à (0,4 à 0,5) s. Le cycle de poinçonnage peut être divisé en trois étapes. A la première étape ce sont les déformations élastiques qui dominent. Elles sont caractérisées par les dépendances quasi linéaires entre l'effort de poinçonnage et la profondeur de l'enfoncement du poinçon. La deuxième étape est marquée par le développement de la déformation plastique qui commence dans les zones situées au voisinage des bords tranchants du poinçon et de la matrice. Ces zones s'élargissent jusqu'à ce que les contraintes qui apparaissent, soient capables de former les lignes de cisaillement, dont le champ se propage à mesure que le processus évolue. A la troisième étape on observe le cisaillement et la séparation du métal. A la figure 7.16 on peut voir que

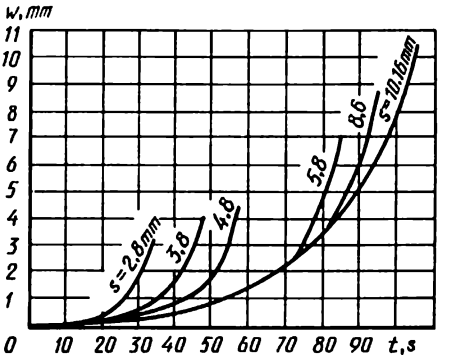


Fig. 7.17. Temps de la pénétration du poinçon dans le métal pour les différentes épaisseurs de la tôle

le caractère de la courbe $P_p = f(\tau)$ reste le même malgré la variation de l'épaisseur du matériau à poinçonner. L'effort maximal de poinçonnage est atteint au bout du temps de (0,85 à 0,90) τ, et la durée d'action de la charge maximale est courte. La vitesse de variation de l'effort de poinçonnage à la troisième étape est beaucoup plus importante qu'elle l'est aux deux premières étapes.

On peut distinguer trois portions caractéristiques sur les courbes représentées à la figure 7.17. La première portion au commencement du processus est linéaire du fait que les déformations y sont élastiques. Conformément à la loi de Hooke il existe une dépendance linéaire

$$w = kP_p. \qquad (7.16)$$

On voit sur la figure 7.16 qu'à l'étape initiale l'allure des courbes est linéaire, donc

$$P_p = k_1 t. \qquad (7.17)$$

Il s'ensuit des figures 7.16 et 7.17 que

$$w = k_2\tau, \quad k_2 = kk_1,$$

où k, k_1, k_2 sont des coefficients de proportionnalité.

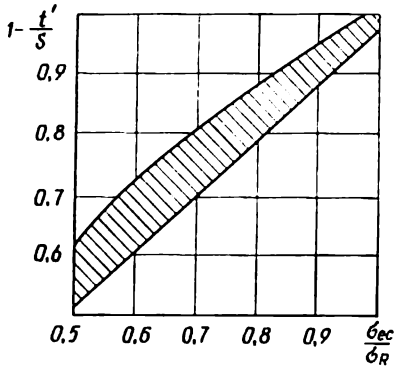


Fig. 7.18. Variation du coefficient $1 - t'/s$ en fonction du rapport σ_{ec}/σ_R pour l'acier Ст3

La deuxième portion n'est pas linéaire grâce au développement de la déformation plastique. La troisième portion est linéaire. Elle correspond au cisaillement et à la formation des déchets du métal.

Détermination de l'effort spécifique et de l'effort de poinçonnage des trous avec le rapport $s/d > 1$. Lors de la détermination de l'effort spécifique on suppose très souvent que la contrainte sur la surface de cisaillement est constante et l'on emploie la formule (7.12).

Certains auteurs proposent de déterminer l'effort maximal de poinçonnage selon la formule

$$P_{max} = Ls\,(1 - t'/s)\,\sigma_R, \qquad (7.18)$$

où L est le périmètre du trou poinçonné ; t', la profondeur de l'enfoncement du poinçon correspondant à l'effort maximal de cisaillement ; σ_R, la limite de rupture à la traction.

De la relation (7.18) on peut déterminer l'effort spécifique agissant sur le poinçon :

$$p = 4\,(1 - t'/s)\,\sigma_R\, s/d. \qquad (7.19)$$

La valeur de $(1 - t'/s)$ est déterminée en fonction du rapport σ_{ec}/σ_R (figure 7.18). Selon les formules (7.12), (7.19) pour

$s/d < 1$ sont tracées les courbes caractérisant la variation de l'effort spécifique de poinçonnage en fonction de l'épaisseur de l'ébauche en tôle d'acier Ст3 (figure 7.19) lors de la perforation de celle-ci. L'analyse des résultats obtenus montre qu'avec l'accroissement de l'épaisseur de l'ébauche l'effort spécifique augmente et dépasse dans certains cas la limite supportée par le poinçon. La courbe *6*

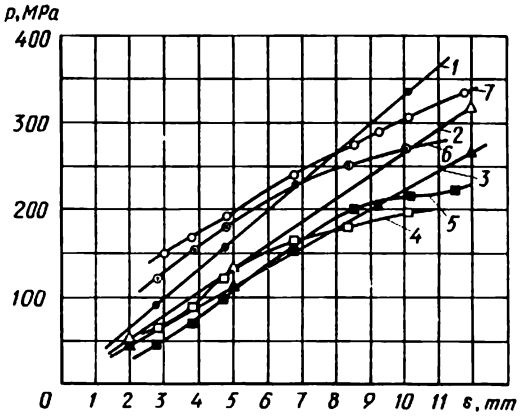


Fig. 7.19. Variation de l'effort spécifique de cisaillement en fonction de l'épaisseur de la tôle à perforer:

1 à *5*, courbes obtenues d'après les équations (7.12), (7.21), (7.20), (7.19), (7.18) respectivement ; *6*, courbe expérimentale

occupant la position intermédiaire (voir figure 7.19, courbe *6*), correspond aux données expérimentales sur la variation de l'effort spécifique.

L'effort de poinçonnage peut être déterminé avec la précision maximale à l'aide de la formule de E. Popov

$$P = \frac{0{,}58L(s-w)}{1-\psi_R}\left(\frac{w}{s\psi_R}\right)^{\psi_R/(1-\psi_R)}, \qquad (7.20)$$

où L est le périmètre du trou ; s, l'épaisseur de l'ébauche ; w, la profondeur de l'enfoncement du poinçon dans l'ébauche ; ψ_R, la striction relative.

Cependant les formules (7.18) et (7.20) mentionnées plus haut ne permettent pas de déterminer l'effort de poinçonnage dans le cas des ébauches avec le rapport $s/d > 1$, puisqu'elles ne tiennent pas compte de l'influence des forces de frottement de contact. Dans ce cas on emploie l'équation suivante:

$$P = \frac{0{,}58Ls\sigma_R}{1+\psi_R}\left(1-\frac{w}{s}\right)\left(\frac{w}{s\psi_R}\right)^{\psi_R/(1-\psi_R)} + 2\mu Lw\sigma_n, \qquad (7.21)$$

où μ est le coefficient de frottement ; σ_n, la contrainte normale. Cette équation diffère de l'équation de E. Popov (7.20) par la présence de la composante tenant compte des forces de frottement de contact [35].

7.4. Tronçonnage des ébauches en barres

Pour le tronçonnage des ébauches en barres on emploie les presses, les cisailles et l'autre équipement spécial. Le tronçonnage est caractérisé par une haute productivité, un taux d'utilisation du métal élevé et un bas prix de revient. Selon les données de la littérature, le processus de tronçonnage par cisaillement se déroule en deux ou en trois étapes. Conformément à la première hypothèse, à l'étape initiale les couteaux s'enfoncent dans le métal à une certaine profondeur jusqu'à l'apparition des fissures, après quoi, à la deuxième étape, on observe le rapprochement des couteaux dans le domaine du cisaillement et la séparation de l'ébauche.

En vertu de la seconde hypothèse, au moment initial il se produit une déformation élastique et une flexion de l'ébauche dans les conditions du faible enfoncement de l'outil coupant. A la deuxième étape on voit apparaître la déformation plastique qui, en se développant au voisinage des bords tranchants de l'outil, forme une zone plastique étroite. A la fin de cette étape, grâce à l'accroissement des contraintes, des conditions surgissent, favorables à la naissance des fissures. A la troisième étape on constate le développement des fissures au voisinage des bords tranchants de l'outil et leur propagation rapide suivant les plans de cisaillement, qui se termine par une séparation de l'ébauche.

Un défaut grave du tronçonnage des ébauches par la méthode de déformation plastique consiste en présence d'une zone déformée près du plan de cisaillement. La profondeur de la pénétration des bords tranchants de l'outil dans l'acier à haut carbone, l'acier allié et d'autres nuances d'acier est relativement plus faible que dans l'acier à bas carbone et les métaux non ferreux. Parmi les autres défauts du tronçonnage des ébauches à la presse ou à la cisaille on peut noter la courbure des ébauches, la présence des parties biseautées sur leurs surfaces d'about, la rugosité des surfaces de coupure. Ces défauts restreignent l'emploi du tronçonnage des ébauches par les méthodes de la déformation plastique. La qualité des ébauches tronçonnées est définie par l'ensemble de paramètres géométriques obtenus — précision de la forme, des dimensions et du volume — et par le degré de modification de certaines caractéristiques physiques — état du plan de cisaillement et de la portion qui a subi une déformation plastique (voir figure 7.20).

Pour évaluer la précision du tronçonnage, on se sert des paramètres géométriques et des critères de déformation suivants :

1) le tassement de la partie supérieure f_0 et inférieure k_0 de l'ébauche : $f_0 = f/d$; $k_0 = k/d$;

2) la déformation relative de l'ébauche $\delta_d = (d - d_1)/d$;

3) la courbure du plan d'about de l'ébauche $b_0 = b/d$;

4) l'angle d'inclinaison φ du plan d'about par rapport à l'axe de l'ébauche ;

5) la variation relative du volume de l'ébauche $\eta_0 = \Delta V/V$, où f et k sont respectivement les aplatissements inférieur et supérieur

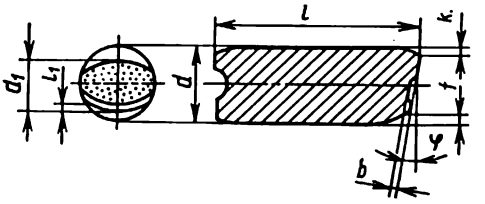


Fig. 7.20. Section transversale de l'ébauche après le tronçonnage

de l'ébauche, d et d_1, les diamètres de l'ébauche et de la partie déformée ; b est la courbure du plan d'about ; V, le volume de l'ébauche et ΔV, la variation du volume après le tronçonnage.

Sur la base de ces critères on a établi les normes relatives aux écarts admissibles des dimensions des ébauches ayant subi l'estampage à froid et à chaud (tableau 7.11).

Tableau 7.11

Ecarts admissibles des dimensions des ébauches après le tronçonnage

Indices de déformation	Estampage à froid		Estampage à chaud	
	Aplatissement	A l'étampe fermée	A l'étampe fermée	A l'étampe ouverte
η_0	0,02	0,02	0,02	0,05
f_0	0,02	0,03	0,04	0,06
K_0	0	0,01	0,04	0,06
b_0	0	0,01	0,05	0,12
δ_d	0,02	0,03	0,08	0,15
φ	1	3	5	7

L'utilisation de plus en plus large de l'estampage de précision exige le rapprochement maximal des volumes de l'ébauche et de la pièce forgée. La différence des volumes conduit à l'augmentation de l'effort de déformation lors d'estampage de précision, à la surcharge de certains organes de la presse, à la cassure de l'outillage, etc. Pour l'estampage de précision il faut avoir non seulement le volume constant des ébauches, mais aussi les surfaces de cisaillement parallèles

et lisses. La précision des ébauches tronçonnées dépend du schéma technologique adopté du tronçonnage. Toutes les variantes possibles du tronçonnage peuvent être subdivisées en quatre groupes : tronçonnage ouvert, semi-ouvert, semi-fermé et fermé. Elles diffèrent par les méthodes de fixation de l'ébauche et par le caractère de l'état de contrainte et de déformation dans la section de cisaillement. La qualité des ébauches et leur précision dimensionnelle dépendent du rapport entre la longueur de l'ébauche l_e et son diamètre D_e ($K = l_e/D_e$). La précision des dimensions obtenues augmente avec le passage du schéma ouvert au schéma fermé du tronçonnage, la longueur minimale possible de l'ébauche étant $l_e = D_e$ dans le cas du tronçonnage ouvert et $l_e = 0{,}30\,D_e$ dans le cas du tronçonnage fermé. Les possibilités du tronçonnage fermé permettent d'utiliser ce procédé pour les besoins des ateliers mécaniques.

Le tronçonnage des ébauches est caractérisé par les paramètres essentiels suivants :

— le jeu axial z entre les couteaux ;
— le jeu radial z_b entre la barre et l'outil tranchant ;
— l'angle d'inclinaison α de l'axe du couteau ;
— les conditions d'application de la charge à l'ébauche ;
— l'effort de serrage latéral ;
— le serrage axial.

La diminution du jeu axial conduit à l'amélioration de la qualité de la surface de cisaillement des ébauches tronçonnées. Les jeux radiaux influent aussi sur la qualité de l'ébauche tronçonnée. Lorsque $z_b = 0$, la qualité de la surface de cisaillement s'améliore très sensiblement. Dans ces conditions d'application de la charge il est possible d'obtenir la longueur minimale de l'ébauche.

La suppression de l'inclinaison de la barre ($\alpha = 0$) lors du tronçonnage des ébauches à l'étampe conduit à la diminution considérable des irrégularités de la surface d'about de l'ébauche. Le serrage transversal permet de stabiliser la position de la barre dans l'étampe et de réduire le risque de la flexion de l'axe de l'ébauche.

La précision du tronçonnage des ébauches dépend également de la température du métal dans la zone de cisaillement. On a établi que l'intensification du champ thermique contribue à l'obtention de la surface de cisaillement lisse, dont l'angle d'inclinaison par rapport à l'axe de l'ébauche est proche de 90°, et à la réduction de l'effort de tronçonnage. La précision du tronçonnage des ébauches à l'étampe augmente à mesure que la vitesse de tronçonnage croît. Cela ouvre de larges perspectives à l'utilisation du tronçonnage rapide, ce qu'on voit réellement aujourd'hui. Il faut noter à ce propos une grande expansion des procédés de tronçonnage des ébauches dans les étampes fermées.

Mécanisme du tronçonnage des ébauches par la matrice à douille. L'une des méthodes de tronçonnage des ébauches la plus prometteuse

consiste à les séparer à l'aide des couteaux du type à douille. Ce procédé peut être utilisé pour le tronçonnage des ébauches dans les étampes de divers types. La cinématique du processus de tronçonnage des ébauches dans les étampes à douille, compte tenu des trois stades du déroulement de celui-ci, doit être étudiée d'une façon détaillée. L'étude du mécanisme du processus de tronçonnage est faite sur la base de la théorie de la déformation plastique plane du millieu idéal rigide-plastique. On a utilisé notamment la résolution du problème sur l'enfoncement d'un coin indéformable dur dans le milieu rigide plastique en l'absence du frottement sur la surface de contact. Ce

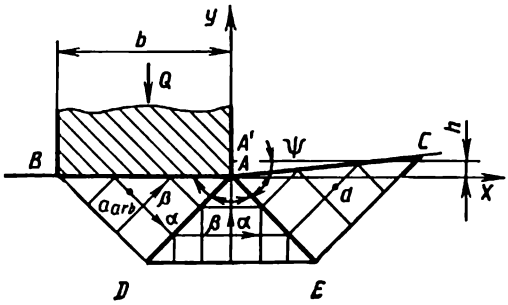


Fig. 7.21. Champ des lignes de glissement au premier et au deuxième stades de l'opération du tronçonnage de l'ébauche

problème est examiné en détail dans les ouvrages de Weissburd [5] et de Hill. On suppose que l'écoulement plastique du métal ne s'est pas établi et la configuration du domaine plastique conserve sa similitude géométrique au cours du processus de tronçonnage. Outre cela, lors de l'analyse de trois stades du tronçonnage on admet que pour la construction du champ de lignes de glissement et de l'hodographe de vitesses conviennent l'équation de Hencky pour les lignes de glissement α et β, ainsi que l'équation pour les composantes des contraintes du cercle de Mohr.

Analyse des premier et deuxième stades du tronçonnage de précision. Ces stades du processus de tronçonnage de précision sont caractérisés par ce que le couteau à douille s'enfonce dans l'ébauche sans produire les fissures, la profondeur de la pénétration h du couteau étant faible dans le domaine se trouvant derrière le bord tranchant du couteau à douille et où l'on observe une déformation plastique.

Le volume du métal, se déformant par suite de cette pénétration du couteau à douille, subit une compression d'autant plus forte que la distance entre le couteau et la surface d'about de la barre est petite, et s'écarte de la génératrice de la barre d'un angle ψ (figure 7.21), de sorte que le domaine $ABDEC$ soit en état plastique. Dans ce cas on accepte que la ligne de frontière AC peut être approxi-

mée assez bien par une ligne droite. Pour utiliser les solutions obtenues par Hill et Weissburd [5], on admet que le couteau à douille s'enfonce dans le métal à la manière d'un coin symétrique avec un angle au sommet de 2π. Alors les lignes de glissement sur l'étendue du domaine plastique seront disposées parallèlement à la frontière plastique dure $BDEC$, en présentant, dans le domaine AEC, une inclinaison de $\pi/4$ par rapport à la surface libre (ligne AC). Les lignes de glissement β sont perpendiculaires à la frontière plastique dure $BDEC$, l'angle d'inclinaison des contraintes tangentielles de contact étant déterminé selon la formule

$$Q = (1/2) \arccos 2\mu, \tag{7.22}$$

où μ est la valeur relative des contraintes tangentielles de contact,

$$\mu = \tau_c/2K,$$

τ_c étant la contrainte tangentielle de contact ; K, une constante de plasticité.

Il faut noter que les contraintes tangentielles de contact surgissent lors du déplacement du métal par rapport à la surface d'about du couteau à douille et varient dans les limites de $0 \leqslant \mu \leqslant 0{,}5$.

La figure 7.21 montre le champ des lignes de glissement, construit pour les premier et deuxième stades du tronçonnage de précision. Le point A est un point particulier du champ centré des lignes de glissement ADE. Un tel champ est construit dans la supposition que pendant le tronçonnage de l'ébauche, le métal se trouvant sous le couteau à douille est expulsé sur les côtés d'une façon unidirectionnelle. En ce qui concerne les domaines AEC et ABD, reliés entre eux par le champ centré ADE, le métal, qui s'y trouve, demeure en état de compression homogène. Si l'on construit le cercle de Mohr pour un point arbitraire a, appartenant au domaine AEC, il faut, pour parvenir à la déformation plastique dans ce domaine, que la pression hydrostatique p_a (contrainte moyenne) au point a soit égale à K. Alors la pression hydrostatique au point arbitraire a_{arb} dans le domaine ABD peut être déterminée à l'aide de l'équation de Hencky définissant les lignes de glissement α :

$$p_{a_{arb}} = p_a + 2K\varphi = 2K\left(\frac{1}{2} + \varphi\right), \tag{7.23}$$

où φ est l'angle du champ centré des lignes de glissement ADE.

Comme l'on voit à la figure 7.21, cet angle peut être déterminé à l'aide des caractéristiques d'angle du champ des lignes de glissement selon la formule

$$\varphi = 3\pi/4 - Q + \psi. \tag{7.24}$$

Dans cette formule l'angle d'inclinaison ψ de la surface libre AC par rapport à l'axe x peut être déterminé à partir des conditions de

similitude du processus:

$$\sin\psi = [\sqrt{2}/(2\cos Q) - \cos\psi]\sqrt{2}\cos Q \sin\psi. \qquad (7.25)$$

La formule (7.25) est obtenue pour $Q = \pi/4$ avec l'utilisation de la méthode proposée par R. Hill. La condition de similitude définit la position de la surface libre AC.

Les contraintes normales sont réparties uniformément sur la surface avant du couteau à douille et sont déterminées à partir du cercle de Mohr. Pour déterminer les contraintes, il est nécessaire que les axes de coordonnées soient orientés de telle sorte que l'axe x coïncide avec la tangente à la surface AB et l'axe y soit perpendiculaire à cette surface. Alors la contrainte normale sera:

$$\sigma_n = -2K\left(\frac{1}{2} + \varphi + \frac{1}{2}\sin 2Q\right). \qquad (7.26)$$

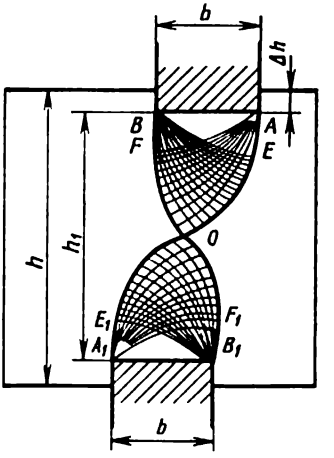


Fig. 7.22. Champ des lignes de glissement au troisième stade de l'opération de tronçonnage de l'ébauche

Analyse du troisième stade du tronçonnage. Le troisième stade du processus de tronçonnage ne commence qu'après l'enfoncement du couteau à douille à la profondeur bien déterminée. Dans ce cas la déformation plastique se propage et envahit toute la section transversale de l'ébauche dans la zone de cisaillement. Le champ des lignes de glissement correspondant à ce stade est montré à la figure 7.22. Il est construit dans l'hypothèse que les contraintes normales et tangentielles, agissant sur la surface AB du couteau à douille, sont réparties d'une façon uniforme. De cette supposition il découle que le champ des lignes de glissement ABO sera composé de lignes droites mutuellement perpendiculaires. Les champs centrés AE et $AEOFB$ sont définis par les points caractéristiques A et B. Les lignes de glissement dans le domaine $OFOE$ sont construites à l'aide des lignes circulaires AEO et BFO ayant les rayons de courbure identiques. Les lignes de glissement AEO et BFO délimitent le domaine plastique de l'ébauche tronçonnée. C'est sur ces lignes, qu'on voit s'interrompre les composantes tangentielles des vecteurs vitesses de déplacement. En ce qui concerne la position du point d'interception O, il doit être disposé sur l'axe de symétrie, comme cela est montré à la figure 7.22.

Les vitesses de déplacement de tous les points appartenant au domaine plastique $ABFOE$ peuvent être représentées graphiquement

à l'aide de l'hodographe des vitesses permettant de déterminer la direction et le module des vecteurs vitesse à l'aide de droites tracées à partir du soi-disant pôle vers le point donné du graphique. Pour construire l'hodographe des vitesses il faut déterminer préalablement la vitesse de déplacement des parties dures de l'ébauche en dehors de la zone plastique. Cette vitesse est déterminée de la condition d'incompressibilité du matériau, qui veut que la vitesse de déplacement des particules à la frontière du contact du couteau à douille avec le domaine plastique soit égale à celle des particules se trouvant aux frontières plastiques dures $BFOF_1B_1$ et $AEOE_1A_1$:

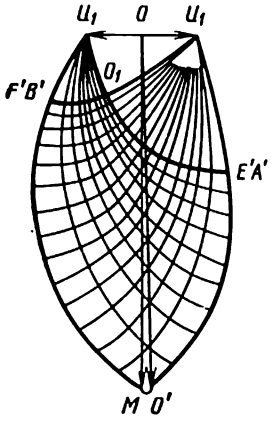


Fig. 7.23. Hodographe des vitesses

$$u_1 = v_0 \cdot b/h, \qquad (7.27)$$

où u_1 est la vitesse de déplacement des parties dures de l'ébauche; v_0, la vitesse de déplacement du couteau à douille ; b, la longueur de la ligne de contact du couteau avec le domaine plastique.

A la vitesse constante de déplacement du couteau à douille la vitesse de tronçonnage au troisième stade du processus (figure 7.23) est déterminée de la façon suivante. On porte sur la longueur de l'axe de l'ébauche, à partir du pôle de l'hodographe (point O), les valeurs des vitesses des parties dures u_1 calculées selon la formule (7.27). En traçant par les extrémités des vecteurs u_1 les lignes qui sont parallèles à la direction des lignes de glissement et se croisent au point O, on peut déterminer l'interruption des composantes tangentielles des vitesses qui restent constantes sur l'étendue des frontières plastiques dures OFB et OEA (voir figure 7.22). Ces conditions déterminent les arcs des circonférences $O'B'F'$ et $O'E'A'$ et de l'hodographe des vitesses. Vu que les lignes de glissement dans ce domaine sont constantes, le secteur OO' définit la vitesse des points dans le domaine plastique ABO. La vitesse de déplacement du couteau est représentée par le vecteur OM, et la vitesse du mouvement de la zone plastique ABO par rapport au couteau à douille, par le vecteur MO', dont le module peut être supposé nul. Il en résulte que lorsque les contraintes tangentielles de contact sont nulles ou proches de zéro, le domaine ABO reste immobile par rapport au couteau. Le tronçonnage par la matrice à douille (lorsque $\varphi = 0$) est caractérisé par le fait que les contraintes tangentielles de contact sont toujours nulles. L'hodographe des vitesses (voir figure 7.23) satisfait aux conditions aux limites relatives aux vitesses de déplacement des particules, et le champ des lignes de glissement (voir figu-

re 7.22) définit les conditions aussi bien statiques que cinématiques du processus de tronçonnage de précision.

Détermination des efforts de tronçonnage. Dans la technologie du tronçonnage de précision il importe de savoir le caractère de la répartition des contraintes normales suivant la largeur de la partie tranchante du couteau à douille qui dépendent de la distance entre les bords tranchants du couteau et de la matrice. Dans ce cas la largeur de la partie tranchante du couteau à douille est égale à la longueur de sa partie cylindrique B. Si l'on connaît cette dépendance, on peut calculer exactement l'effort de tronçonnage et ses variations au cours du processus à l'aide de la formule (7.26).

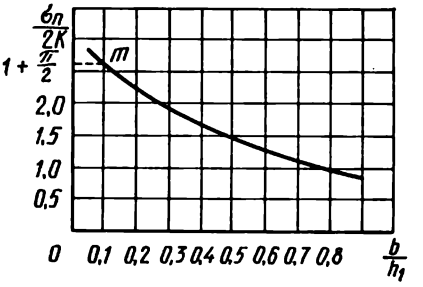


Fig. 7.24. Dépendance graphique entre $\sigma_n/2K$ et b/h_1

Les résultats des calculs sont illustrés par la figure 7.24. Au moment initial du tronçonnage, lorsque le rapport $B/R_1 < 0{,}10$, la contrainte σ_n est définie par le champ des lignes de glissement, comme au problème connu de Prandtl, où la zone plastique est disposée symétriquement par rapport à l'étampe s'enfonçant dans le demi-espace à condition que $0{,}1 \leqslant b/h_1 \leqslant 1{,}0$. On connaît que dans le problème de Prandtl la contrainte est déterminée selon la formule

$$\sigma_n = -2K\,(1 + \pi/2). \tag{7.28}$$

Il est clair de la figure 7.24 que les contraintes agissant sur le couteau à douille augmentent du moment de l'enfoncement du couteau jusqu'à ce que celui-ci atteigne la profondeur $h_1 = b$ de l'ordonnée $1 + \pi/2$. Ce point correspond à la valeur limite de la contrainte σ_n pour laquelle la condition de Prandtl est satisfaite, donc lorsque $b/h_1 = 0{,}1$.

Après avoir calculé les contraintes normales σ_n on peut déterminer l'effort de tronçonnage. A cette fin on emploie les équations connues décrivant les composantes verticales et horizontales des efforts agissant sur le couteau. Etant donné que lors du tronçonnage par la matrice à douille l'angle d'affûtage du couteau $\varphi = 0$, que la surface de contact du couteau avec le métal ne varie pas au cours du tronçonnage et que les contraintes tangentielles de contact $\tau_c = 0$, l'effort vertical agissant sur l'unité de largeur de l'ébauche

$$q = b\,(\sigma_n \cos\varphi + \tau_c \sin\varphi). \tag{7.29}$$

En remplaçant dans la formule (7.29) φ et τ_c par leurs valeurs respectives, on obtient

$$q = b\sigma_n, \tag{7.30}$$

alors l'effort total de tronçonnage

$$Q = bD_e\sigma_n, \tag{7.31}$$

où D_e est le diamètre de l'ébauche.

Vu que la longueur de la zone de contact du couteau à douille avec le métal de l'ébauche reste constante pendant le tronçonnage, le caractère de la variation de l'effort de tronçonnage en fonction de la profondeur de la pénétration du couteau est toujours analogue au caractère de la variation de la contrainte normale σ_n.

7.5. Etampes de haute précision pour le tronçonnage des ébauches en barres

De tous les procédés connus du tronçonnage des ébauches, à savoir le tronçonnage à la cisaille, à la presse, par cassure à froid, le tronçonnage mécanique, anodo-mécanique, le tronçonnage au jet de plasma, par bombardement électronique et au laser, c'est le tronçonnage à la presse qui assure la plus haute productivité et la rentabilité dans l'obtention des ébauches dimensionnées. Il existe quatre variantes les plus répandues de ce procédé:

— le tronçonnage des ébauches d'un volume et d'une masse précis avec l'utilisation d'un ordinateur pour le calcul des paramètres géométriques des ébauches obtenues;

— le tronçonnage à l'étampe avec le serrage variable de l'ébauche à tronçonner; dans cette méthode pendant le tronçonnage l'effort de serrage latéral augmente ou diminue proportionnellement à l'effort de cisaillement;

Tableau 7.12

Précision du tronçonnage des ébauches

Etampe	Diamètre et longueur de l'ébauche, mm	Perpendicularité des faces tronçonnées du côté	
		de la butée	de la lame mobile
[Brevet d'invention n° 110841 (Tchécoslovaquie)]	∅40 × 32	—	+3°40′
[Brevet d'invention n° 110841 (Tchécoslovaquie)]	∅32 × 62	—	+2°45′
[Brevet d'invention n° 138089 (Tchécoslovaquie)]	∅22 × 42,75	—1°	—0°20′
[Brevet d'invention n° 138089 (Tchécoslovaquie)]	∅28 × 44,7	—0°50′	—0°50′

— le tronçonnage par la matrice à douille; ce procédé de tronçonnage des barres prévoit la présence de la matrice et du poinçon sous forme de douilles disposées sur le même axe de deux côtés du plan de cisaillement et effectuant le tronçonnage;

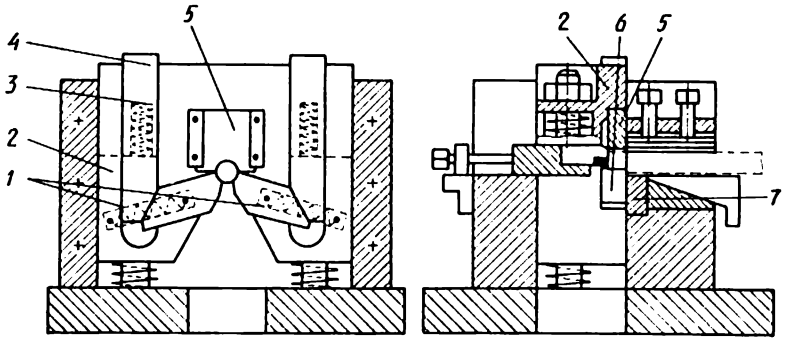


Fig. 7.25. Etampe pour le tronçonnage des ébauches avec le serrage latéral

— le tronçonnage par torsion ou par combinaison de la torsion avec le cisaillement; dans ce cas l'ébauche est serrée de deux côtés du plan de cisaillement et l'une de ses extrémités subit une torsion par rapport à l'autre extrémité.

Les procédés mentionnés plus haut assurent une haute précision de tronçonnage des ébauches (tableau 7.12).

A la figure 7.25 est montrée une étampe pour le tronçonnage des ébauches avec le serrage latéral. La barre s'avance jusqu'à la butée *6*. Au commencement du processus les coulisseaux *4* se déplacent entre les guides parallèles *2*. Dans leur mouvement dans la direction de l'effort appliqué, ils serrent l'ébauche contre une lame mobile supérieure *5*. Après le serrage de la barre, tout le système se déplace vers une lame inférieure *7*, où s'effectue le tronçonnage de l'ébauche. Le mouvement des organes de l'étampe dans le sens inverse est assuré par les ressorts *1* et *3*, après quoi l'ébauche se trouve desserrée.

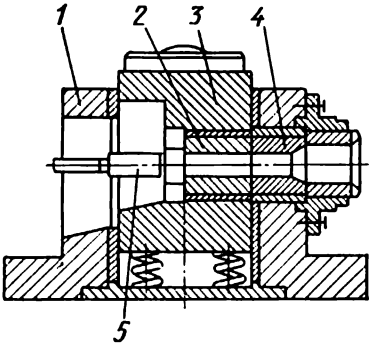


Fig. 7.26. Etampe à douille pour le tronçonnage des ébauches

La figure 7.26 montre le schéma de l'étampe à douille universelle pour le tronçonnage des produits laminés. Dans le corps *1* est monté le poinçon mobile *3* effectuant le mouvement de va-et-vient. Le

corps et le poinçon contiennent les douilles tranchantes *2* et *4*. La butée mobile *5* sert à régler la longueur de l'ébauche à tronçonner. Lorsque l'effort de la presse est transmis au poinçon, la butée *5* s'écarte, en laissant libre l'espace de travail, et la douille tranchante mobile *2* coupe l'ébauche.

Les éléments importants de l'étampe sont les douilles tranchantes qui pendant le tronçonnage supportent les charges cycliques provoquant le froissement des bords tranchants après la fabrication d'environ 10 000 ébauches. On tourne ensuite les douilles dans le corps d'étampe de 30°, et les cycles de tronçonnage peuvent être renouvellés. Après l'usure complète des bords tranchants on procède à la rectification de l'extrémité de la partie de travail des couteaux à douille à la profondeur de 0,2 à 0,5 mm pour éliminer l'ovalisation de la section transversale, et les douilles tranchantes sont prêtes à l'utilisation ultérieure.

En Bulgarie on a conçu et mis en exploitation une gamme d'étampes (tableau 7.13) assurant la haute qualité du tronçonnage des ébauches. Pour évaluer la précision géométrique des étampes on se sert de paramètres suivants:

1) l'ellipticité de la face tronçonnée de 3 à 5 % (en fonction de la résistance au cisaillement du matériau);

2) l'inclinaison de la face tronçonnée par rapport à l'axe vertical de l'ébauche de 2 à 2,5 %;

3) la longueur de la partie froissée de 0,1 à 0,15 D_e;

4) la rugosité de la surface R_a de 20 à 40 μ;

5) la tolérance sur la longueur de l'ébauche ± 0,5 mm.

Tableau 7.13

Etampes pour le tronçonnage

Caractéristiques techniques	УМАР 1	УМАР 2	УМАР 3	УМАР 4	УМАР 5
Effort nominal de la presse, MN	0,16 à 0,25	0,40	0,63	1,0	1,6
Diamètre maximal de l'ébauche, mm	20 à 25	30	40	50	60
Hauteur de la zone de travail de la presse, mm	240	320	400	480	550
Course de travail de l'étampe, mm	15	25	35	40	55
Cotes d'encombrement, mm	1025×250×215	1050×305×290	1065×395×365	1090×455×440	1100×505×510
Masse, kg	49	98	197	386	562

L'étampe à douille montrée à la figure 7.27 permet de fabriquer des ébauches dimensionnées du type d'essieux et d'arbres. La construction de l'étampe prévoit l'exécution de deux opérations:

1) la réduction du diamètre de l'ébauche grâce au façonnage dû à l'effet hydroplastique qui assure la rugosité optimale de la surface et la précision nécessaire du diamètre;

2) le découpage de la barre en tronçons dimensionnés.

La déformation de l'ébauche commence par la réduction du diamètre qui se déroule dans les conditions du frottement fluide grâce

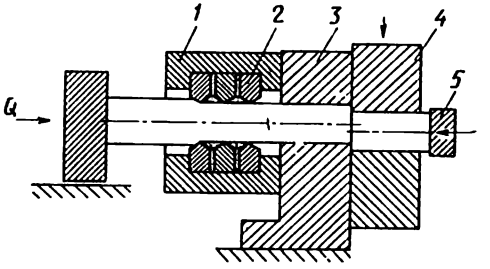


Fig. 7.27. Schéma de l'étampe pour le calibrage et le tronçonnage des ébauches en barres

à l'emploi des bagues d'étanchéité *2* placées dans la cage *1*. Ensuite l'ébauche s'avance vers la douille mobile *4* à travers un couteau fixe *3* jusqu'à la butée *1*, après quoi s'effectue le tronçonnage. La qualité et la précision des dimensions des ébauches fabriquées par cette méthode sont beaucoup plus élevées que dans le cas des ébauches obtenues sans réduction.

Les procédés essentiels du tronçonnage des tubes par les méthodes de la transformation plastique sont classés en deux groupes:

— le tronçonnage avec serrage;

— le tronçonnage sans serrage.

Dans la production on emploie des étampes pour le tronçonnage des tubes avec les déchets du métal. La figure 7.28 donne un exemple d'une telle étampe. Le plateau supérieur *4* comporte une lame verticale *6* pour le tronçonnage des tubes. Une colonne de guidage *3* avec gabarit *1*, un galet *2* et un poussoir *5* forment un ensemble, le poussoir étant solidaire d'un couteau d'incision *8*. Le tube est serré entre deux prismes *7*. Dans son mouvement vertical vers le bas, le plateau *4*, le gabarit *1* et la colonne de guidage *3* font se déplacer à droite le poussoir *5* et le couteau d'incision *8*. Ce dernier coupe un segment de tube égal à l'épaisseur de sa paroi. Lors du déplacement ultérieur du plateau, le poussoir *5* reste immobile à la position extrême gauche, et le couteau *6* pénètre dans l'entaille et effectue le tronçonnage définitif.

Le schéma technologique du tronçonnage visant à obtenir les tronçons dimensionnés des tubes aussi bien que des produits laminés doit être choisi en tenant compte de tous les facteurs influençant la précision des ébauches.

Le tronçonnage des tubes sans serrage n'a pas trouvé une large utilisation par suite de la mauvaise qualité de la surface de cisaille-

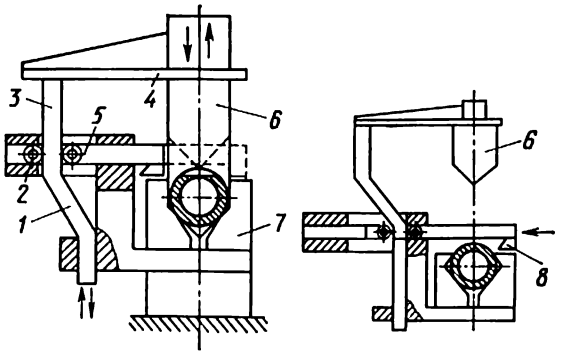


Fig. 7.28. Schéma de l'étampe pour le tronçonnage des tubes avec les déchets de métal

ment, ce qui est dû au développement défavorable des contrainte dans le foyer de déformation. Le tronçonnage des tubes avec serrage lui aussi est très peu répandu à cause de la difficulté de la fabrication de l'outillage assurant le bon serrage des parois des tubes dans la zone de cisaillement. Examinons, à titre d'exemple du tronçonnage des tubes avec serrage, le fonctionnement de l'étampe conçue et mise

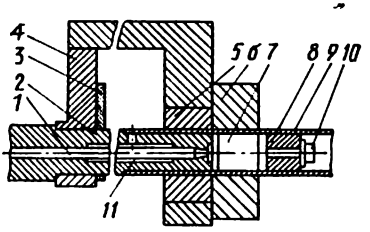


Fig. 7.29. Schéma de l'étampe universelle pour le tronçonnage des tubes avec serrage

en exploitation en Bulgarie (figure 7.29). L'étampe universelle comprend un corps *4* contenant les couteux à douilles composés *5* et *6*. Le limiteur *2* comporte un mandrin de serrage élastique intérieur *11*, un poussoir *1* à bout conique et un extracteur *3*. Le bout du mandrin coïncide avec le plan de jonction des douilles tranchantes *5* et *6*, le bout avant du poussoir étant éloigné de 3 à 5 mm de ce plan de jonction. On introduit dans le tube à tronçonner *9* un noyau mobile composé ou monolithe *7* auquel est fixé au moyen d'un boulon *10* un tampon en caoutchouc *8*. En vissant le boulon, on règle l'intersti-

ce entre le noyau et le tube. Lors du déplacement du tube *9* jusqu'à la butée *2*, le noyau flottant *7* vainc la force de frottement existant entre le tube et le tampon en caoutchouc et se déplace pour atteindre le plan de cisaillement. Le déplacement du poussoir *1* provoque un serrage suivant la surface intérieure du tube, le serrage extérieur étant assuré au moment du tronçonnage. Ce schéma du fonctionnement de l'étampe est valable aussi pour le tronçonnage sans serrage.

Les données expérimentales sur la qualité de la surface de cisaillement des ébauches tronçonnées avec et sans serrage figurent au tableau 7.14.

Tableau 7.14

Caractéristiques de la surface de cisaillement

Procédé de tronçonnage	Numéro d'essai	Angle d'inclinaison de la surface de cisaillement	Zone aplatie, mm		
			Hauteur	Largeur	Longueur
Tronçonnage avec serrage	1	0°30′	1	3	32
	2	0°25′	1,1	4	40
	3	0°40′	0,8	3,5	40
	4	0°40′	0,8	4,5	36
	5	0°35′	0,5	4	28
	Valeur moyenne	0°34′	0,84	3,8	35,6
Tronçonnage sans serrage	1	0°55′	1,2	4	36
	2	1°10′	1,1	3,2	32
	3	1°10′	1,3	3,6	40
	4	0°50′	1,0	4,2	36
	5	1°10′	1,1	4,2	35
	Valeur moyenne	1°05′	1,14	3,85	35,8

Nota. Rugosité de surface $R_a = 1,5$ à 5 μ.

Les paramètres technologiques de deux variantes du procédé sont : la vitesse de tronçonnage 0,15 m/s ; le jeu à bout entre les couteaux à douilles 0,05 à 0,08 mm. Le tronçon de tube obtenu a un diamètre de 54 mm, l'épaisseur de la paroi étant 7 mm. L'analyse des données présentées au tableau 7.14 permet de conclure que l'emploi du serrage n'élimine pas complètement les défauts résultant du tronçonnage, ce qui est dû aux tolérances importantes sur les dimensions des tubes fabriqués aux usines métallurgiques.

Chapitre 8

TRAITEMENT DES MÉTAUX PAR DÉFORMATION À FROID

8.1. Principales tendances du développement des méthodes du traitement par déformation à froid

Les années récentes sont marquées par l'implantation dans les constructions mécaniques de différentes méthodes du traitement des métaux par déformation en état froid, à savoir l'estampage tridimensionnel à froid, l'hydroformage, le façonnage sur machines rotatives, le façonnage par explosion, le laminage longitudinal et transversal à froid, etc.

Dans le développement de ces méthodes on peut découvrir les tendances suivantes:

1) la réduction du nombre ou la suppression des opérations préparatoires et principales dans la fabrication des ébauches telles que le chauffage, l'ébarbage, l'ébauchage et, dans certains cas, l'usinage de finition;

2) la déformation par étapes du métal dans une zone déterminée de l'ébauche jusqu'à l'obtention des dimensions requises des produits;

3) la création des conditions optimales dans le domaine à déformer amenant à la déformation plastique des aciers difficilement déformables.

Actuellement, on peut constater l'accroissement rapide du volume de la production des pièces fabriquées par les méthodes de la déformation plastique à froid (dans certains pays il a atteint 60 % du volume global des ébauches obtenues par le traitement des métaux par déformation).

L'expansion intense de ce procédé est due à ses avantages multiples:

— la possibilité de la fabrication des pièces compliquées avec le taux d'utilisation du métal élevé et avec la productivité accrue de plusieurs fois;

— la haute précision pouvant atteindre la 1ère ou la 2e classe et la qualité de la surface correspondant à $R_a = 0{,}04$ à $0{,}35$ μ;

— l'amélioration des caractéristiques mécaniques;

— la possibilité d'employer le personnel de la moindre qualification;

— la mécanisation et l'automatisation plus intenses du processus technologique;

— la réduction du matériel.

Pendant le traitement à froid dans les conditions de la déformation intense on observe les changements des caractéristiques mécani-

ques du métal usiné. Il s'endurcit et devient moins susceptible à la déformation plastique [19], [20]. Les traits particuliers du traitement du métal en état froid sont les suivants:

a) le changement de l'orientation des grains;

b) le changement de la forme géométrique des grains;

c) l'apparition des contraintes résiduelles locales à l'intérieur et entre les cristaux;

d) les fortes pressions dans les masses déformées (1000 à 2500 MPa et jusqu'à 3000 MPa dans certaines zones);

e) le réchauffement du métal usiné dont la température à l'endroit de contact peut atteindre 400 °C;

f) les possibilités accrues de la manifestation des forces d'adhésion agissant entre l'outil et le métal usiné.

Outre les phénomènes mentionnés qui ont lieu lors de la déformation à froid, il faut noter la possibilité des destructions intérieures et intercristallines du métal, ainsi que les modifications des propriétés physiques (l'augmentation de la perméabilité magnétique, de la force coercitive, etc.). L'inconvénient grave de cette méthode de traitement par déformation consiste en consommation élevée de l'énergie nécessaire à sa réalisation. Cette consommation dépend de beaucoup de facteurs et est caractérisée par les conditions dans lesquelles se déroule la déformation (la composition chimique et les propriétés mécaniques du métal; le procédé et la qualité du traitement préalable du métal; le type, la forme et les dimensions géométriques de l'outil; le degré de déformation, etc.).

Récemment cet inconvénient est partiellement éliminé par la création des conditions artificielles favorisant le déroulement de la déformation plastique. Les ébauches obtenues sont meilleur marché et de plus haute qualité par rapport aux ébauches fabriquées par les autres procédés. Cet avantage économique a incité non seulement les changements importants dans la quantité totale de pièces fabriquées par les méthodes classiques (coulée, usinage mécanique), mais une permutation de rôles de différents procédés du traitement des métaux par déformation.

Lors du traitement par déformation le domaine du contact entre le métal usiné et l'outil devient le siège des contraintes compliquées qui varient d'un type du processus technologique à un autre. Le caractère particulier de l'action de ces contraintes est lié aux conditions de frottement. Lorsque le processus s'effectue en l'absence d'une couche de lubrifiant entre les surfaces en contact, les zones d'adhésion, qui apparaissent souvent, provoquent l'accroissement de l'irrégularité de la déformation plastique. Afin de diminuer l'influence du frottement extérieur et de réduire le nombre de zones de déformation difficile, il faut que la charge à l'endroit de contact soit modifiée de telle sorte que les forces de frottement soient concentrées dans leur majeure partie sur la surface même du métal usiné. Si

cette surface se présente sous la forme d'une couche mince à caractéristiques mécaniques inférieures, couvrant le métal de base, des conditions se créent qui favorisent la diminution du frottement extérieur. Le traitement superficiel préalable du métal de départ, contribuant à la modification du frottement de contact, peut être différent, mais son type dépend dans la majorité des cas de la composition chimique du métal usiné.

8.2. Traitement préalable des ébauches avant la déformation à froid

Préparation de la structure et de la surface des ébauches en acier au carbone. Pour atteindre l'économie maximale et la haute qualité des ébauches obtenues par les procédés par déformation à froid, il faut non seulement élever la précision de l'ébauche de départ, mais améliorer la structure initiale du métal et l'état de surface de l'ébauche. La création du matériau à structure homogène possédant une haute plasticité en état froid constitue un problème primordiale de la métallurgie.

Dans le cadre des opérations précédant la déformation à froid des ébauches, il est nécessaire non seulement d'améliorer la structure initiale du métal, mais préparer préalablement la surface par la voie mécanique ou chimique (attaque par l'inhibiteur réduisant la fragilité superficielle due à l'hydrogène; lubrification de la surface d'une façon optimale ou revêtement chimique antifriction). Lors du traitement par déformation à froid des aciers au carbone, il se développe une forte pression dans la zone de déformation et les lubrifiants ordinaires sont chassés de l'interstice entre les surfaces en contact, donc on observe le frottement sec qui conduit à l'usure rapide de l'outil, à la qualité plus mauvaise du produit, à la consommation plus élevée de l'énergie électrique, etc.

Pour résoudre ce problème, on fait recours à deux moyens: l'emploi de lubrifiants qui ne peuvent pas être expulsés de l'interstice entre les surfaces de contact et la création par la voie artificielle d'une couche porteuse spéciale à la surface de l'ébauche, qui assure une bonne adhésion au lubrifiant et ne disparaît pas au cours de l'usinage. Ces couches sont obtenues par l'électrolyse ou par la phosphatation. Le procédé électrolytique consiste à déposer sur la surface de l'ébauche les couches de métaux moux: zinc, cuivre, cadmium, plomb, qui en combinaison avec les lubrifiants appropriés font réduire les forces de frottement. L'inconvénient considérable du procédé électrolytique réside dans la difficulté de l'enlèvement du revêtement après la fabrication des pièces. Le procédé utilisant les revêtements chimiques est libre de cet inconvénient. Ces revêtements sont obtenus principalement par la phosphatation à froid ou à chaud. Pour la phosphatation des ébauches on emploie la solution

de 18 à 22 % du monophosphate de zinc, de l'azotate de zinc et de l'acide phosphorique.

La formation du revêtement phosphaté commence par la dissolution du fer et par le dégagement de l'hydrogène à cause de la présence de l'acide phosphorique libre :

$$Fe \rightarrow Fe^{2+} + 2e$$
$$2H^+ + 2e \rightarrow 2H \rightarrow H_2$$
$$H_3PO_4 \rightleftharpoons H^+ + H_2PO_4^-$$
$$H_2PO_4^- \rightleftharpoons H^+ + HPO_4^{2-}$$
$$H_2PO_4^{2-} \rightleftharpoons H^+ + PO_4^{3-}$$

Le dégagement de l'hydrogène crée les conditions pour la sursaturation de la limite des phases métal-solution, ce qui donne lieu à la cristallisation. Le processus de la cristallisation se développe grâce à la présence des phosphates des métaux dissociés primaires et secondaires

$$Me(H_2PO_4)_2 \rightleftharpoons Me^{2+} + 2H_2PO_4^-$$
$$MeHPO_4 \rightleftharpoons Me^{2+} + HPO_4^{2-}$$

qui, par suite de l'élévation du pH de la limite des phases métal-solution, subissent l'hydrolyse et se transforment en phosphates tertiaires insolubles

$$3Me^{2+} + 6H_2PO_4^- \rightleftharpoons Me_3(PO_4)_2 + 4H_3PO_4$$
$$3Me^{2+} + 3HPO_4^{2-} \rightleftharpoons Me_3(PO_4)_2 + H_3PO_4$$

L'hydrolyse des phosphates primaires et secondaires est due à la formation de l'acide phosphorique qui à son tour dissocie de nouveau et provoque la dissolution consécutive du fer et la formation du revêtement phosphaté.

L'hydrogène, se dégageant pendant la dissolution du fer, couvre la surface par une enveloppe gazeuse et contribue de ce fait à la diminution considérable de la vitesse des réactions. Cette polarisation cathodique est éliminée par l'adjonction d'accélérateurs, dépolarisant l'hydrogène et stimulant la marche des réactions. Une réalisation importante dans le domaine de la phosphatation a été l'emploi de dépolarisateurs parmi lesquels les nitrites occupent une grande place

$$NO_3^- + 10H^+ + 8e \rightarrow NH_4^+ + 3H_2O$$
$$2NO_3^- + 12H^+ + 10e \rightarrow N_2 + 6H_2O$$

Les nitrites dépolarisent l'hydrogène, en se réduisant en ammoniac ou en azote, ce qui conduit à l'accélération sensible du processus de phosphatation. En outre, ils font oxyder le fer dissous, qui se précipite sous forme de phosphate de fer. On connaît les différentes espèces de revêtements phosphatés, par exemple à base des phosphates de manganèse, de fer, mais les revêtements à base des phosphates

de zinc sont considérés comme les meilleurs. Presque toutes les études ont démontré que les phosphates de zinc conviennent le mieux pour la phosphatation avant la déformation à froid. Les lubrifiants ont la réaction avec le revêtement phosphaté et se métallisent.

Les opérations technologiques de la phosphatation sont les suivantes:

1) le nettoyage préliminaire de la surface des ébauches;

2) le dégraissage (d'habitude par le lavage dans le trichloréthylène);

3) le nettoyage mécanique ou l'attaque chimique. Le nettoyage mécanique consiste en grenaillage. Pour l'attaque chimique on utilise la solution de 15 à 20 % de l'acide sulfurique à la température de 90 à 98 °C; suivant la concentration de l'acide, la nuance et la composition chimique du métal à traiter l'attaque dure 15 à 20 mn;

4) le lavage (l'élimination des résidus de l'acide et des sels par le jet d'eau à la température ambiante, ensuite par le jet d'eau chaude);

5) la phosphatation; dans la pratique on emploie deux espèces de phosphatation, à savoir à chaud et à froid. La plage de températures pour la phosphatation à chaud est de 90 à 98 °C, et pour la phosphatation à froide, de 20 à 28 °C, la durée de la phosphatation étant de 5 à 20 mn;

6) le lavage après la phosphatation; il s'effectue d'abord par le jet d'eau froide et ensuite par le jet d'eau chaude;

7) le séchage des ébauches dans la chambre de séchage à la température de 60 à 120 °C;

8) l'enduction des lubrifiants sur la surface des ébauches.

Dans divers pays on emploie la différente technologie de la phosphatation (tableau 8.1). Par exemple, en R.D.A. la firme « Galvanotechnik » produit pour la phosphatation le concentré « Phosphix » comprenant 39 à 40 % de monophosphate de zinc $Zn(H_2PO_4)_2 \cdot 2H_2O$, 58 % d'azotate de zinc $Zn(NO_3)_2 \cdot 6H_2O$, le reste étant l'acide phosphorique H_3PO_4.

La solution destinée à la phosphatation est préparée dans le rapport de 1 : 20 (1 l de concentré est dissous dans 20 l d'eau distillée). La température de la phosphatation (température de la solution) doit être comprise entre 93 et 98 °C, la durée de la phosphatation étant 10 à 15 mn.

En R.F.A. on se sert pour la phosphatation d'un concentré « Bonder ». L'opération principale de cette technologie de phosphatation est le séchage. La température du séchage, recommandée par la firme, est différente et varie dans l'intervalle de 60 à 173 °C. Un bon lavage ou séchage des ébauches s'effectuent pendant 5 à 15 minutes (en fonction des dimensions des ébauches) à la température d'au moins 100 °C.

Le revêtement phosphaté n'est pas un revêtement protecteur spécial. A cause de cela, immédiatement après le séchage il convient

Tableau 8.1

Technologie de la phosphatation *

Lavage **		Phosphatation			Lavage **		Séchage ** (température, °C)	Lubrification **
Eau froide	Eau chaude	Produit	Température du bain, °C	Durée, mm	Eau froide	Eau chaude		
+	+	Phosphix	95	5 à 15	+	+	120	+
+	+	»	95 à 97	10 à 20	+	+	+	+
+	+	Bonder 2A	95 à 96	15	+	+	+	+
+	—	Bonder KCA	93 à 98	15	+	—	—	+
+	+	Bonder	93 à 98	5 à 15	+	40 à 50	60	+

* Première opération : préparation de la surface des ébauches (nettoyage mécanique et dégraissage par le trichloréthylène).
** «+» signifie que l'opération ainsi marquée a lieu, «–» n'a pas lieu.

d'enduire la surface du métal par l'immersion de l'ébauche pendant 1 à 2 minutes dans le bain contenant l'huile pour machines hydrauliques ou l'huile d'une autre qualité. Après l'écoulement de l'huile on procède au traitement ultérieur de l'ébauche.

A l'issue de la phosphatation on peut constater la présence des zones locales dont la qualité de revêtement est mauvaise. Par exemple, les taches sombres ou noires sur la surface revêtue témoignent de la durée ou de la température insuffisantes du séchage. La présence des dépôts gris indique sur la haute température de phosphatation (donc l'eau entraîne le laitier accumulé sur le fond du bain et celui-ci, se mêlant à la solution, se dépose à la surface de l'ébauche). L'abaissement de la température du bain conduit à la structure plus granuleuse du revêtement. Dans le cas de la qualité insatisfaisante du revêtement phosphaté il faut procéder à l'attaque réitérative.

La non-observation de la technologie de la phosphatation peut causer l'épaisseur inégale (ou trop faible) du revêtement, la faible adhésion du revêtement au métal de base, la porosité importante, etc.

La qualité du revêtement phosphaté est contrôlée par la détermination : a) du degré d'adhésion ; b) de la densité de la couche du revêtement (la porosité de 0,1 à 0,5 de la surface totale revêtue) ; c) du pouvoir lubrifiant ; d) de la masse de la couche du revêtement.

L'épaisseur de la couche phosphatée peut être très différente. Elle varie de 1 à 17 μ et dépend du procédé de phosphatation et de la qualité du nettoyage de la surface du métal. Conformément aux recommandations, l'épaisseur optimale de la couche phosphatée doit être comprise entre 3 et 25 μ. La cause d'une telle différence réside

avant tout dans le fait que la valeur de l'épaisseur de la couche phosphatée assurant les conditions optimales de la déformation dans les divers procédés technologiques n'est pas déterminée ni théoriquement ni expérimentalement.

Préparation de la surface des ébauches fabriquées en aciers spéciaux. Les difficultés causées par la déformation des aciers spéciaux sont liées tout d'abord à la haute résistance à la déformation et à la passivité plus élevée envers les lubrifiants. Dans certains pays on fait recours aux méthodes relativement coûteuses de la préparation de la surface des ébauches afin de diminuer le frottement, d'augmenter la durée de vie de l'outil et d'élever la qualité des ébauches. Les opérations préparatoires comptent actuellement quatre méthodes du traitement de la surface des ébauches en acier inattaquable avant le traitement par déformation à froid :

1) le cuivrage ;

2) la calcination (l'immersion dans une suspension chaude, comprenant $Ca(OH)_2$ avec l'adjonction de NaCl) ;

3) l'enduisage par graphite ou par mélange du graphite avec le produit spongieux ;

4) l'application d'une glaçure d'oxalate de fer.

Les premières trois méthodes présentent des défauts empêchant d'atteindre le degré nécessaire de la déformation. La couche de cuivre déposée sur la surface de l'ébauche, subit une destruction pendant la déformation, ce qui compromet les conditions de frottement. La phosphatation, utilisée pour le traitement des aciers au carbone, ne peut pas être appliquée dans le cas des aciers spéciaux, puisque la solution de phosphatation ne réagit pas avec acier contenant plus de 4 % de Cr + Ni.

La dernière méthode de traitement des aciers spéciaux est en usage en Grande-Bretagne, en R.F.A. et en d'autres pays. Lors du traitement il se forme sur la surface de l'ébauche une glaçure d'oxalate de fer qui crée, pendant la déformation, les conditions analogues à celles existant grâce à la présence des couches de phosphates sur la surface des aciers au carbone. A cet effet on utilise les diverses compositions préalablement préparées comme, par exemple, l'agrament E, le bonder CC, le parkolfbortess, le grandorow CC. L'élément essentiel de ces compositions est l'acide oxalique COOHCOOH contenant l'oxalate de fer $FeC_2O_4 \cdot 2H_2O$ [ou $Fe(C_2O_4)_3$] ou le phosphate de manganèse $Mn_3(PO_2) \cdot 7H_2O$ et les autres additifs d'activation, permettant de ralentir l'abaissement de la température de la solution. Les processus chimiques amenant à la formation d'une glaçure d'oxalate sont compliqués et jusqu'à présent peu étudiés. Les ébauches ainsi préparées peuvent être soumises avec succès à la déformation à froid.

8.3. Déformation tridimensionnelle des métaux en état froid

L'emploi rationnel de la déformation tridimensionnelle en état froid est prédéterminé par le schéma choisi de la déformation, le degré de déformabilité du métal et le choix approprié de l'équipement.

Selon le caractère du déplacement du métal, chaque processus technologique peut être décrit par l'un des schémas représentés à la figure 8.1 [8]. Les degrés de déformabilité autorisés des aciers utilisés en fonction du schéma de déformation figurent au tableau 8.2.

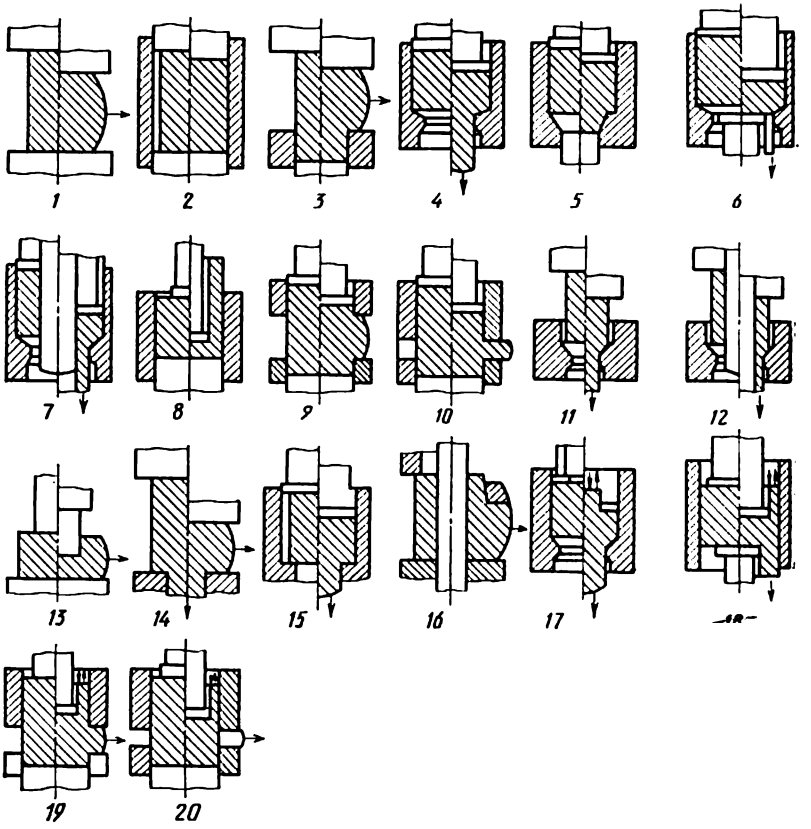


Fig. 8.1. Schémas des procédés de la déformation plastique à froid

1, *2*, aplatissement simple et aplatissement au mandrin de la barre pleine ; *3*, refoulement simple de la barre ; *4*, *5*, extrusion directe de la barre à section constante et variable ; *6*, *7*, extrusion directe de la barre creuse à partir de l'ébauche pleine et creuse; *8*, extrusion inverse de la barre creuse à section constante à partir de l'ébauche pleine ; *9*, *10*, extrusion de côté simple et à travers les canaux ; *11*, *12*, réduction de la barre pleine et creuse au mandrin; *13*, ajourage simple ; *14*, *15*, aplatissement simple, extrusion et aplatissement au mandrin, extrusion de la barre pleine ; *16*, aplatissement simple et extrusion de la barre creuse au mandrin ; *17*, *18*, extrusion de deux extrémités de la barre pleine et creuse ; *19*, *20*, extrusion inverse de la cavité, extrusion latérale de tous les côtés et à travers les canaux

Tableau 8.2

Déformabilité des aciers

Acier	GOST	Déformation relative admissible, %			
		Schéma de la déformation (voir figure 8.1)			
		4 ; 5	6 ; 7	7	10
70848 05КП	— GOST 1050-74	75(90)	75(85)	70(80)	70(70)
08КП, 10КП, 10 11КП, 15КП, 15, 18КП, 20КП, 20 25, 30, 15Х, 20Х	GOST 1050-74 GOST 1050-74 GOST 10702-78	70(80) 65(75) 65(75)	65(75) 60(75) 60(70)	60(75) 60(70) 55(65)	55(65) 50(60) 45(50)
15Х, 20Х, 15Г 25, 35	GOST 4543-71 GOST 10702-78	60(70)	55(65)	50(60)	40(50)
30 40, 45, 30Х, 35Х, 15ХФ, 40ХФ, 15ХМ, 20Г	GOST 1050-74 GOST 10702-78	60(70)	50(60)	50(60)	(40)
35, 40 30Х, 35Х, 38ХА, 25Г 20Г2, 35Г2	GOST 1050-74 GOST 4543-71 GOST 10702-78	50(60)	45(55)	40(50)	
18ХГ, 30ХМ, 18ХГТ, 40Х, 45Х 20ХН, 12ХН3А	GOST 4543-71	40(65) 40(60)	40(50) ПГ(50)	ПГ(40) ПГ(40)	
45, 50 30Г, 35Г, 40Г, 20ХГСА, 30ХГСА, 35ХГСА, 30ХМА	GOST 1050-74 GOST 4543-71	40(55)	ПГ(40)	ПГ(40)	
40ХН, 45ХН, 45Г, 50Г, 50ХН, 20ХН3А, 38ХГН	GOST 4543-71	35(50)	ПГ	ПГ	

Tableau 8.2 (suite)

Acier	GOST	Déformation relative admissible, %			
		Schéma de la déformation (voir figure 8.1)			
		4 ; 5	6 ; 7	7	10
08X18H10T, 12X18H9	GOST 5582-75	ПГ(40)	ПГ	ПГ	

Nota. ПГ — il est recommandé de procéder à la déformation tridimensionnelle de l'acier dans les conditions de l'estampage en état tiède ; les valeurs entre parenthèses correspondent à la déformation relative admissible de l'acier en état tiède.

Dans l'estampage tridimensionnel à froid utilisant l'extrusion directe et inverse du métal, parmi les critères de déformabilité il faut évaluer aussi la résistance à la déformation. Souvent dans la pratique l'opération d'extrusion inverse à froid ne peut pas être réalisée du fait de la faible tenue de l'outil. Au cours de la déformation on peut constater l'apparition dans certaines zones des contraintes de traction qui favorisent la formation des fissures. Cela confirme la nécessité d'évaluer, à côté des renseignements sur la résistance du métal à la déformation plastique, la plasticité du métal pour les différents schémas de la déformation plastique.

L'accroissement du pourcentage en carbone des aciers conduit à l'augmentation de la résistance à la déformation et à l'abaissement de la plasticité de ces aciers (voir tableau 8.2), ainsi qu'à l'intensification considérable de l'usure de l'outillage.

Un indice important pour l'élaboration de la technologie et de la construction des étampes est la déformation relative ε qui, dans certains schémas de déformation, peut être déterminée d'après le tableau 8.2.

Conformément aux particularités constructives et technologiques des produits et au volume de la fabrication, on emploie deux procédés d'estampage tridimensionnel à froid :

1) l'estampage dans l'une ou plusieurs étampes effectué sur presses ;

2) l'estampage dans l'une ou plusieurs étampes effectué sur installations automatiques.

Lors d'élaboration de la technologie de l'estampage en une seule passe sur presses, on peut se servir de données rassemblées aux tableaux 8.2 et 8.3.

Pour l'optimisation des critères de déformabilité des aciers dans le deuxième procédé d'estampage, ainsi que pour la détermination approximative de la nomenclature des pièces qui peuvent être fabriquées, on emploie aussi la méthode nomographique [33].

Tableau 8.3

Déformation unitaire suivant les phases de la transformation plastique

Section transversale initiale de l'ébauche F	Section transversale de la pièce F_1	Rapport δ des sections transversales F et F_1 $\delta = F/F_1$	Rapport logarithmique f	Degré de déformation relatif $\varepsilon = \frac{F - F_1}{F}$
$F = D^2\frac{\pi}{4}$	$F_1 = (D^2 - d^2)\frac{\pi}{4}$	$\delta = \frac{D^2}{D^2 - d^2}$	$f = \ln \frac{D^2}{D^2 - d^2}$	$\varepsilon = \frac{d^2}{D^2}$
$F = (D^2 - d^2)\frac{\pi}{4}$	$F_1 = (D_1^2 - d^2)\frac{\pi}{4}$	$\delta = \frac{D^2 - d^2}{D_1^2 - d^2}$	$f = \ln \frac{D^2 - d^2}{D_1 - d^2}$	$\varepsilon = \frac{D^2 - D_1^2}{D^2 - d^2}$
$F = (D^2 - d^2)\frac{\pi}{4}$	$F_1 = (D_1^2 - d^2)\frac{\pi}{4}$	$\delta = \frac{D^2 - d^2}{D_1^2 - d^2}$	$f = \ln \frac{D^2 - d^2}{D_1^2 - d^2}$	$\varepsilon = \frac{D^2 - D_1^2}{D^2 - d^2}$
$F = D^2\frac{\pi}{4}$	$F_1 = D_1^2\frac{\pi}{4}$	$\delta = \frac{D^2}{D_1^2}$	$f = \ln \frac{D^2}{D_1^2}$	$\varepsilon = 1 - \frac{D_1^2}{D^2}$
$F = D^2\frac{\pi}{4}$	$F_1 = D_1^2\frac{\pi}{4}$	$\delta = \frac{D}{D_1^2}$	$f = \ln \frac{D^2}{D_1^2}$	$\varepsilon = 1 - \frac{D_1^2}{D^2}$

Méthode nomographique de l'optimisation complète des critères de déformabilité. Les données expérimentales sur les critères de déformabilité de certains aciers à bas carbone, utilisés pour l'estampage tridimensionnel à froid sur les installations automatiques à plusieurs étampes, ont servi de base pour l'élaboration de la méthode nomographique de l'optimisation complète de ces critères. Cette méthode permet de juger lesquels des aciers à bas carbone sont les plus adaptés et prometteux du point de vue de l'implantation des procédés d'estampage tridimentionnel à froid sur les installations automatiques à plusieurs étampes.

L'avantage principal de la méthode nomographique consiste en représentation claire du caractère de la modification des dépendances entre les paramètres variables. Outre cela, en utilisant les nomogrammes, on peut déterminer facilement les valeurs intermédiaires nécessaires des grandeurs variables, tandis que la détermination de ces valeurs d'après les tableaux exige les calculs supplémentaires. Les nomogrammes permettent aussi, en cas de nécessité, d'utiliser une extrapolation, si l'on connaît le caractère de la variation du paramètre respectif.

Dans la majorité des cas, les tableaux comparatifs des critères de déformabilité sont incomplets et inexacts par comparaison aux nomogrammes. Tout d'abord, ces tableaux ne peuvent illustrer les dépendances qu'entre deux ou trois variables au maximum. De plus, ces tableaux ne concernent que les valeurs entières des variables. Le nomogramme sert donc d'un instrument à l'aide duquel on peut déterminer, sans calculs, les critères de déformabilité des aciers à bas carbone pour les valeurs différentes des variables. De l'autre côté, les études réalisées ont permis de préciser les valeurs optimales des critères de déformabilité des aciers considérés et de trouver le moyen de les représenter sur le nomogramme (en marquant par des lignes plus épaisses les portions correspondant aux paramètres particuliers).

Le nomogramme de la figure 8.2 occupant six champs (quadrants), illustre la liaison mutuelle entre tous les critères de déformabilité des aciers. Le nomogramme est construit avec emploi d'échelles uniformes. L'accroissement des paramètres sur les échelles respectives correspond à la direction du bas vers le haut, à l'exception de l'échelle de l'allongement relatif δ et de l'échelle de la contraction relative ψ.

L'exemple donné illustrant la procédure de la détermination des variables (voir figure 8.2) montre clairement qu'à l'aide du nomograme on peut résoudre deux problèmes tout à fait différents:

1) déterminer, à partir des critères de déformabilité donnés, la forme espérée de la pièce;

2) déterminer, à partir de la forme donnée de la pièce, les critères de déformabilité et la nuance d'acier à utiliser.

On se sert du nomogramme de la façon suivante:

1) pour une nuance d'acier connue on trace à travers les quadrants

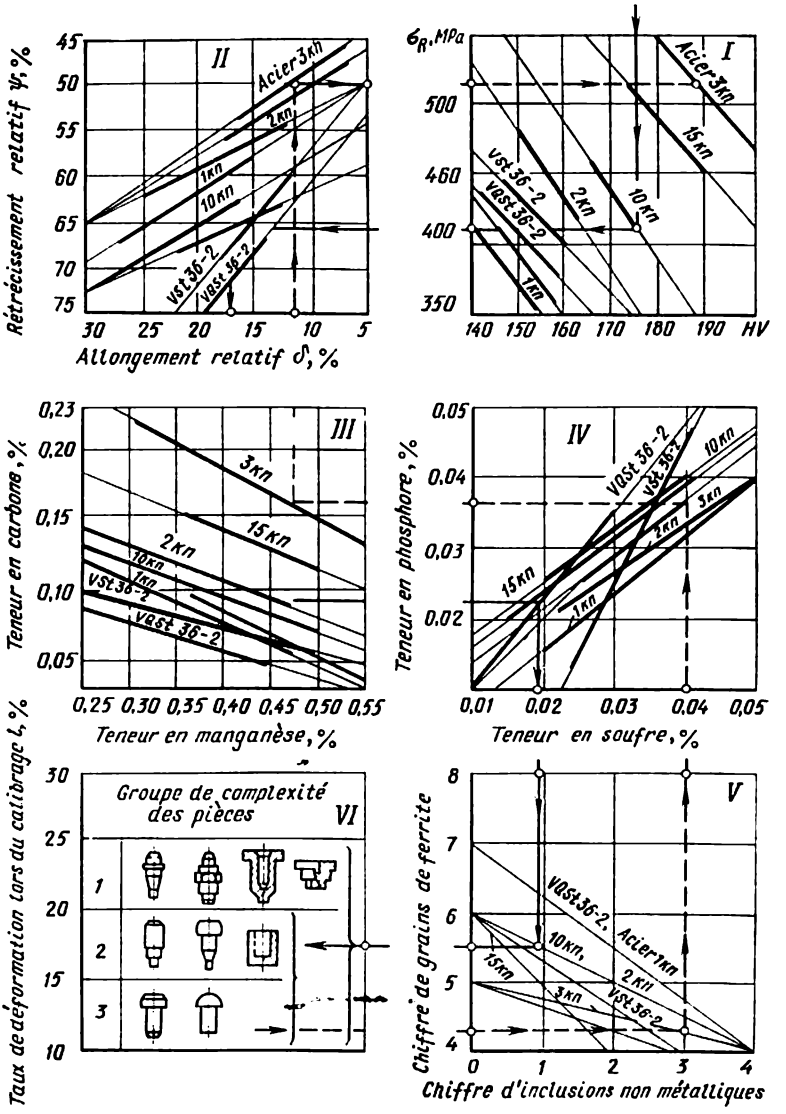


Fig. 8.2. Nomogramme pour la détermination des critères de déformabilité optimaux en fonction de la forme et de la nuance d'acier des ébauches obtenues

I à *VI* (voir figure 8.2) une demi-droite brisée *A*, rencontrant les échelles appropriées, sur lesquelles sont portées les valeurs correspondant aux critères de déformabilité et l'on trouve la forme de la pièce ;

2) la forme et le groupe de la pièce étant connus, on trace à travers les quadrants (dans le sens inverse à la demi-droite *A*), une demi-droite *B*, rencontrant les échelles appropriées, sur lesquelles sont portées les valeurs optimales des critères de déformabilité correspondant à l'acier choisi.

Particularités de l'estampage tridimensionnel à froid sur les installations automatiques à plusieurs étampes. Le procédé d'estampage tridimensionnel à froid réalisé sur les installations automatiques à plusieurs étampes est considéré comme la technologie la plus moderne dans la fabrication de divers éléments des machines. L'implantation de cette technologie permet d'augmenter la productivité du travail de plus de 60 fois par rapport à l'estampage à la presse et de 10 à 15 fois par rapport à la fabrication des pièces analogues sur les tours automatiques ; elle permet aussi d'abaisser considérablement le prix de revient et d'augmenter le taux d'utilisation du métal jusqu'à 96 à 98 %. Outre cela, cette technologie assure le durcissement mécanique et la disposition plus rationnelle de la structure fibreuse des pièces après l'estampage, ainsi que l'amélioration des caractéristiques d'exploitation importantes, parmi lesquelles la résistance à la fatigue et la résistance aux vibrations. De plus, grâce à l'estampage tridimensionnel à froid sur les installations automatiques à plusieurs étampes on peut fabriquer les pièces dont la forme et la complexité peuvent être très diverses avec la gamme de diamètres allant de 3 à 80 mm. L'exploitation avantageuse de ces procédés dépend en grande mesure du calcul correct du processus technologique. Cependant, il n'existe pas encore une méthode d'étude scientifiquement argumentée, confirmée par les exemples de calcul des pièces complexes, donc la technologie d'estampage est élaborée à la base des conclusions et suppositions purement empiriques.

L'estampage tridimensionnel à froid sur les installations automatiques à plusieurs étampes comprend principalement les opérations technologiques suivantes : la réduction, l'extrusion directe et inverse, la formation d'un bourrelet (aux extrémités et sur la partie médiane de l'ébauche), la formation des têtes, l'ajourage, le découpage selon le profil donné, le calibrage de l'ébauche en hauteur et en périmètre, etc. Cette technologie est caractérisée par une large possibilité du changement de la cinématique des déplacements, de la forme et des dimensions de la partie de travail de l'outil. De plus, on utilise les éjecteurs qui peuvent être disposés aussi bien dans la matrice que dans le poinçon.

La particularité principale des installations automatiques à plusieurs étampes consiste en ce que le façonnage des pièces et des demi-produits s'effectue d'une façon simultanée et consécutive dans plu-

sieurs matrices et poinçons disposés horizontalement ou verticalement (le plus souvent horizontalement).

Parmi les autres particularités de l'estampage tridimensionnel à froid sur les installations automatiques à plusieurs étampes on peut noter la mise en forme des pièces dans les matrices fermées avec le dosage précis du volume du métal sans recuit intermédiaire et restitution de la couche de lubrifiant. Ces conditions causent une charge élevée sur les outils (matrices et poinçons). Il en résulte dans certains cas le grippage et l'adhérence du métal, l'apparition des fissures dans les pièces, et d'autres défauts. Cette technologie implique, outre le choix des métaux à hautes caractéristiques de déformabilité et de rétention du lubrifiant, la recherche de la conception plus authentique du processus technologique sur la base des exigences réelles relatives aux pièces à fabriquer et à l'équipement dont on dispose. Les données qu'il faut recueillir pour élaborer cette technologie concernent:

1) l'analyse de l'aptitude de la pièce à la technologie considérée: il faut donc analyser la forme, les dimensions et les rapports entre les dimensions de la pièce, l'aptitude du matériau à l'estampage tridimensionnel à froid, la précision et la rugosité de la surface de la pièce, etc.;

2) la détermination de la forme et des dimensions de l'ébauche à partir du dessin de la pièce estampée;

3) l'établissement du procédé de mise en forme, assurant l'obtention des pièces de la forme, des dimensions et de la qualité données;

4) le calcul et la conception des parties de travail de l'outillage (poinçons, matrices, éjecteurs, etc.) et le choix du schéma cinématique du déplacement de l'outil. Prêter une attention particulière à la forme, aux dimensions et à la qualité de surface des pièces à déformer et de l'outil;

5) le choix du type d'installation d'estampage automatique, de l'effort de déformation nécessaire, de la course de l'outil mobile, de la charge sur l'éjecteur pour chaque étampe, etc.;

6) le calcul de l'efficacité économique.

Calcul des paramètres technologiques de l'estampage sur les installations automatiques à plusieurs étampes. Ce sont les procédés de mise en forme par extrusion directe et inverse, par formation d'un bourrelet local, par réduction, etc., qui sont le plus difficilement calculables. Pour illustrer l'application pratique de la méthode de calcul, examinons les exemples de façonnage des pièces de la forme compliquée très répandues dans les constructions mécaniques.

Dans le cas le plus général le processus de l'estampage tridimensionnel à froid sur les installations automatiques à plusieurs étampes comprend trois étapes principales;

a) le calibrage de l'ébauche de départ;

b) l'exécution des opérations principales de mise en forme;

c) le calibrage définitif de la pièce.

L'opération de calibrage de l'ébauche de départ (qui est obtenue généralement par tronçonnage à l'aide de matrices à douille) est obligatoire. A l'issue du calibrage le périmètre de la section de l'ébauche devient très proche du périmètre de la cavité de l'outil. En même temps on élimine l'ellipticité et la courbure longitudinale de la section de l'ébauche ainsi que le non-parallélisme de ses faces d'about. Outre cela, le calibrage assure le dressage préliminaire (3 à 6 %), ce qui améliore les conditions de travail des poinçons lors des opérations ultérieures. Dans certains cas, on procède au calibrage simultanément avec la formation des chanfreins de centrage ou des repères améliorant les conditions de travail du poinçon dans les opérations suivantes.

Lors du choix du procédé de mise en forme des pièces compliquées il faut toujours chercher à réunir plusieurs opérations technologiques en une seule opération, en partant de la forme et des dimensions géométriques connues de la pièce et de l'analyse des variantes possibles de la cinématique du déplacement de l'outil. Dans le but d'assurer la cinématique rationnelle de l'écoulement du métal et le caractère régulier de la déformation dans le volume de la pièce, ainsi que pour réduire la déformation générale, il est raisonnable de créer les conditions de l'écoulement multiaxe du métal grâce à la modification de la forme des parties de travail des poinçons.

Lors de l'élaboration du procédé technologique de la mise en forme de la pièce donnée on détermine les grandeurs suivantes:

a) la déformation unitaire pour chaque phase de l'opération (voir tableau 8.3);

b) la déformation totale, calculée dès le début du façonnage jusqu'à la phase respective;

c) la forme, les dimensions et les tolérances de l'ébauche pour chaque phase.

Il est nécessaire de prendre en considération les déformations unitaire et totale et l'aptitude du métal à la déformation qui sont réglementés dans le nomogramme (voir figure 8.2) ou dans les tableaux spéciaux. Outre cela, il faut chercher les conditions conduisant à la régularité de la section et à l'identité de la déformation suivant les phases.

Lors du calcul de la déformation sommaire suivant la section de la pièce à estamper sur chaque phase de façonnage utilisons la loi de la constance du volume:

$$V = H_0 L_0 B_0 = H_1 L_1 B_1, \tag{8.1}$$

où V est le volume de l'ébauche; H_0, L_0, B_0 sont respectivement la hauteur, la longueur et la largeur de l'ébauche avant la déformation et H_1, L_1, B_1, les mêmes paramètres après la déformation.

Dans le cas de l'estampage tridimensionnel à froid des pièces compliquées sur les installations automatiques à plusieurs étampes on peut cumuler dans une phase quelconque plusieurs opérations, à savoir la formation d'un bourrelet, la réduction, l'extrusion inverse, le calibrage et d'autres, qui rendent plus complexes le calcul des dimensions de l'ébauche de départ et la détermination des déformations totale et unitaire.

La solution la plus exacte de ce problème peut être obtenue à l'aide des indices de déformabilité intégraux. Les principaux avantages de ces indices consistent en ce qu'ils sont proportionnels à la déformation des volumes élémentaires de la pièce et peuvent être sommés, ce qui permet de calculer sans trop de difficultés la déformation totale (sommaire).

En résolvant, en logarithmes naturels, l'équation (8.1), on obtient

$$\ln \frac{H_1}{H_0} + \ln \frac{L_1}{L_0} + \ln \frac{B_1}{B_0} + 0, \tag{8.2}$$

où

$$\ln \frac{H_1}{H_0} = \int_{H_0}^{H_1} \frac{dH}{H} = \varepsilon_1;$$

$$\ln \frac{L_1}{L_0} = \int_{L_0}^{L_1} \frac{dL}{L} = \varepsilon_2; \tag{8.3}$$

$$\ln \frac{B_1}{B_0} = \int_{B_0}^{B_1} \frac{dB}{B} = \varepsilon_3.$$

Donc,

$$\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0. \tag{8.4}$$

Il résulte de l'équation (8.3) que l'indice de déformabilité intégral ε_1 décrit le processus de la mise en forme propre à l'opération technologique d'aplatissement ou de formation d'un bourrelet local qui est fréquemment rencontré lors de l'estampage tridimensionnel à froid des diverses pièces. L'indice de déformabilité intégral ε_2 exprime le changement de la forme propre aux opérations de réduction et à l'extrusion directe.

A l'aide de l'indice de déformabilité intégral il est commode de calculer les opérations liées à l'obtention des élargissements locaux non symétriques, par exemple des têtes des boulons à forme irrégulière, des excentriques spéciaux, etc.

La déformation totale (sommaire) suivant la section longitudinale de la pièce estampée à froid peut être calculée de l'équation:

$$\varepsilon_{tot} = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 + \ldots + \varepsilon_i, \tag{8.5}$$

où ε_1, ε_2, ε_3, . . ., ε_i sont les indices de déformabilité intégraux propres aux phases respectives.

Pour déterminer les indices de déformabilité élémentaires ε_i et l'indice de déformabilité sommaire ε_{tot}, ainsi que pour transformer les valeurs relatives de déformation en valeurs logarithmiques, on se sert des tableaux [16]. On peut illustrer la méthode de calcul décrite par l'exemple de calcul des pièces de la forme compliquée utilisées dans l'industrie. Examinons la technologie de la fabrication du boulon à tête sphérique et du culot de bougie.

Exemple 1. Estampage tridimensionnel à froid du boulon à tête sphérique (figure 8.3).

Il découle de la loi de la constance du volume:

$$V_e \approx V_b,$$

où V_e et V_b sont respectivement le volume du métal de l'ébauche et du boulon.

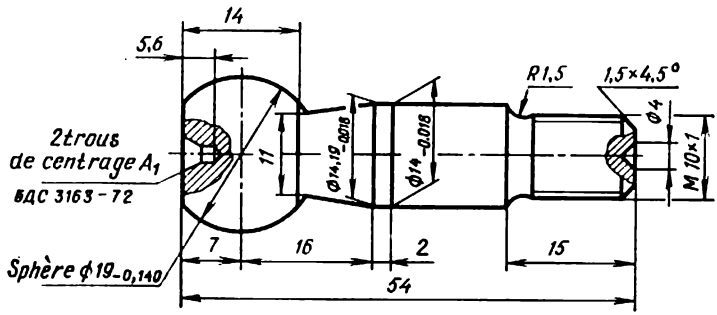


Fig. 8.3. Boulon à tête sphérique

Alors on voit de la figure 8.3 que le volume du métal du boulon est

$$V_b = V_1 + V_2 + V_3 + V_4,$$

où V_1, V_2, V_3, V_4 sont respectivement les volumes de la tête, des parties conique, cylindrique et filetée du boulon.

Etant donné que $D_e \approx d_c$, la longueur de l'ébauche

$$l_e = 4V_b/(\pi D_e^2).$$

Les phases de l'estampage tridimensionnel à froid du boulon à tête sphérique sont montrées à la figure 8.4:

Phase *I*: le faible épaississement local avec réduction de la section;

Phase *II*: le formage préliminaire de la tête cumulé avec l'extrusion directe;

Phase *III*: le formage définitif de la tête rendant sa forme proche de celle de la sphère;

Phase *IV*: le calibrage de la tête cumulé avec l'ébarbage éventuel de la tête.

En utilisant les considérations sur les déformations unitaires, on détermine les indices de déformabilité intégraux ε_I à ε_{IV} pour chaque phase de l'estampage.

L'expression pour l'indice de déformabilité sommaire (déformation totale) se présente comme

$$\varepsilon_{tot} = \varepsilon_{I} + \varepsilon_{II} + \varepsilon_{III} + \varepsilon_{IV}.$$

Les valeurs maximales admissibles de déformation totale pour les différents métaux figurent au tableau 8.2. Dans le cas où la valeur calculée ε_{tot}

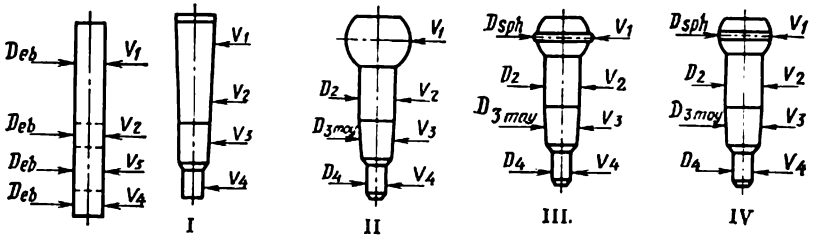


Fig. 8.4. Phases de l'estampage tridimensionnel à froid du boulon à tête sphérique

dépasse la valeur maximale admise pour l'acier choisi, il faut remplacer cet acier par une autre nuance avec les caractéristiques de plasticité plus convenables, ou bien simplifier la forme de la pièce.

Exemple 2. Estampage tridimensionnel à froid du culot de bougie (figure 8.5).

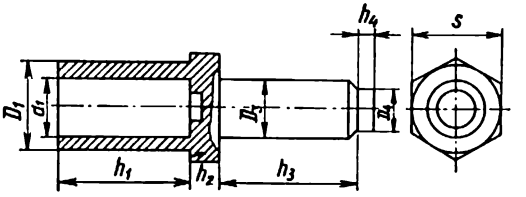


Fig. 8.5. Culot de bougie:

D_1 et d_1, diamètres extérieur et intérieur de la cavité recevant la bougie ; h_1, hauteur de la cavité ; h_2, hauteur de la bride ; S, largeur de la bride ; D_3, diamètre de la partie cylindrique de l'ébauche ; h_3, hauteur de la partie cylindrique de l'ébauche ; D_4, diamètre de la partie de guidage ; h_4, hauteur de la partie de guidage

Par analogie avec l'exemple 1 supposons que $V_e \approx V_c$. Alors, en conformité de la figure 8.5, le volume du culot de bougie

$$V_c = V_1 + V_2 + V_3 + V_4,$$

où

$$V_1 = (\pi/4)\,[D_1^2 - d_1^2]\,h_1;$$

$$V_2 = 2{,}598 S^2 h_2;$$

$$V_3 = (\pi D_3^2/4)\,h_3;$$

$$V_4 = (\pi D_4/4)\,h_4.$$

Dans ces formules V_1, V_2, V_3 et V_4 sont respectivement les volumes de la cavité recevant la bougie, de la fride, de la partie cylindrique et de la partie de guidage de la bougie.

Le volume total du culot de bougie

$$V_c = (\pi/4)\,[D_1^2 - d_1^2]\,h_1 + 2{,}598S^2h_2 + (\pi D_3^2/4)\,h_3 + (\pi D_4/4)\,h_4. \qquad (8.6)$$

La longueur de l'ébauche

$$l_e = 4V_c/\pi D_c^2.$$

Les phases de l'estampage tridimensionnel à froid du culot de bougie sont montrées à la figure 8.6 :

Phase *I* : le calibrage de l'ébauche suivant le périmètre de sa section transversale et suivant la longueur et la formation d'un chanfrein sur l'une de ses faces ;

Phase *II* : le formage préliminaire de la tête cumulé avec l'extrusion directe;

Phase *III* : l'extrusion directe de la tige et l'extrusion inverse avec la formation de la cavité conique ;

Phase *IV* : l'extrusion inverse avec la formation de la cavité cylindrique et le formage de la bride sur la partie médiane du culot ;

Phase *V* : le calibrage et le parachèvement du culot de bougie.

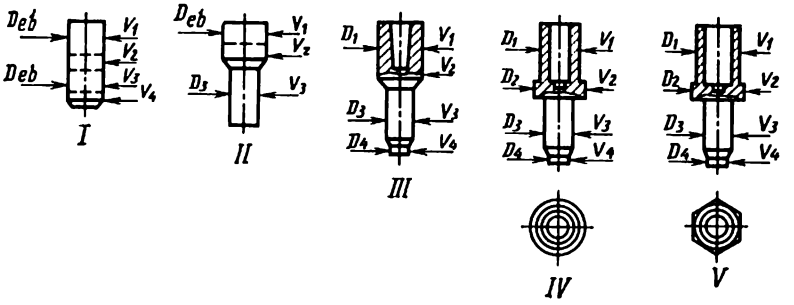


Fig. 8.6. Phases de l'estampage tridimensionnel à froid du culot de bougie

Après avoir déterminé les indices de déformabilité intégraux suivant les phases technologiques (ceux des phases *I* et *V* étant très faibles et donc négligeables), on peut trouver l'indice de déformabilité intégral total (degré de déformation total) suivant la section de la pièce :

$$\varepsilon_{tot} = \varepsilon_{II} + \varepsilon_{III} + \varepsilon_{IV}.$$

Cette valeur calculée de ε_{tot} ne doit pas dépasser la valeur maximale admise de ε pour l'acier choisi.

Hydroformage des métaux. Il existe aujourd'hui trois espèces de l'hydroformage : hydrostatique, hydrodynamique et hydromécanique.

Lors du pressage hydrostatique on voit apparaître le frottement dans le liquide qui est en contact avec le métal à former et la surface du container. La pression du liquide agit dans toutes les directions et empêche la formation d'un baril ou l'incurvation de l'ébauche placée dans le container et ne contactant pas avec sa surface latérale. Par suite de la réduction des forces de frottement, l'effort nécessaire de pressage diminue considérablement par rapport à l'effort qu'il faut appliquer lors du pressage ordinaire. Grâce au frottement fluide dans le foyer de déformation, les ébauches obtenues sont moins rugueuses et leurs dimensions géométriques sont plus précises.

Le formage hydrodynamique prévoit l'amenée sous pression du liquide lubrifiant dans le foyer de déformation. La matière lubrifiante refoulée par le groupe de pompage est amenée sous pression (dont la valeur correspond à la puissance de la pompe) via le réservoir, vers la chambre d'usinage étanche, à travers laquelle passe le métal à usiner (ce procédé est réalisé pour le tréfilage du fil de gros diamètres). Par suite de la diminution des forces de frottement dans le foyer de déformation, l'effort de déformation nécessaire se trouve réduit d'environ 40 % ; en outre, la température dans la zone de déformation diminue de 20 %, et la tenue de l'outillage augmente de 2 fois. Un défaut de peu d'importance de cette méthode consiste en l'irrégularité de l'amenée du liquide lubrifiant dans la zone de déformation.

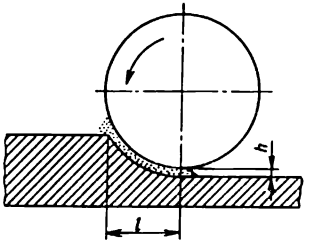


Fig. 8.7. Schéma d'une variante éventuelle du processus hydrodynamique dans le foyer de déformation :
l, étendue du foyer de déformation ; *h*, épaisseur de la couche de lubrifiant

Le formage hydrodynamique a lieu aussi dans d'autres conditions grâce à l'amenée spontanée du liquide de lubrification vers le foyer de déformation. Ces conditions peuvent être observées dans le schéma de la figure 8.7, lorsque la matière lubrifiante pénètre entre l'outil et l'ébauche et la pression, en s'élevant, contribue à l'apparition du frottement fluide. Lors du tréfilage avec emploi du container pour l'amenée de la matière lubrifiante dans le foyer de déformation, la pression du lubrifiant est déterminée par les paramètres géométriques du filtre, la qualité du lubrifiant et la vitesse de déformation. L'expérience a montré qu'il existe de grandes difficultés dans le choix des dépendances quantitatives suffisamment exactes entre les conditions du tréfilage, les propriétés de la matière lubrifiante et les encombrements du container.

Les procédés d'hydroformage présentent les défauts de ne pouvoir être utilisés que dans les cycles semi-continus du pressage, du tréfilage et de ne pas assurer toujours le régime stable du frottement fluide durant le processus de déformation. En outre, l'épaisseur de la couche de liquide lubrifiant ne peut être réglée en conformité des caractéristiques du métal usiné et du régime de la déformation plastique.

Les principes du formage hydromécanique consistent en utilisation de la déformation mécanique et hydraulique pour l'obtention des produits creux à partir des ébauches tubulaires. Le schéma du procédé est montré à la figure 8.8. L'ébauche *1* est placée dans l'outil spécial constitué de deux containers séparables *4* et *2*. Le fluide pénètre à travers les trous des poinçons *3* dans la zone de

déformation. Lorsque les poinçons se déplacent (dans les sens indiqués par les flèches), la pression du liquide s'élève et l'ébauche subit une déformation plastique due au déplacement des poinçons et à l'effet de la pression accrue du fluide moteur. Pour diminuer les contraintes de traction dans le foyer de déformation on emploie la contre-pression F_{cp}. Examinons les conditions de la mise en forme hydromécanique de la pièce du type de raccord à trois voies.

L'effort sommaire

$$Q_1 = Q_p + Q_r + Q_{fr},$$

où Q_p est la pression du liquide agissant sur le poinçon; Q_r, la résistance à la déformation du métal de l'ébauche s'opposant à l'effort produit par le poinçon; Q_{fr}, la résistance due aux forces de frottement.

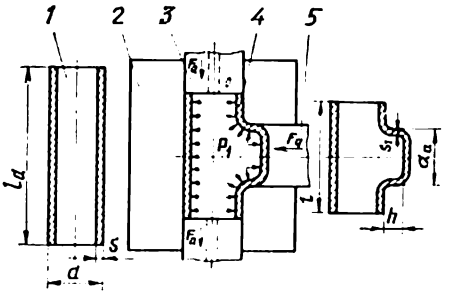


Fig. 8.8. Schéma du traitement hydromécanique des métaux

En prenant en considération l'influence de toutes les composantes, on peut déterminer l'effort sommaire se développant lors du formage hydromécanique:

$$Q_1 = q\pi d_1^2/4 + n(\beta\sigma_{ec} + q)\, d_{moy}\, s_1 + \mu\,[(\beta\sigma_{ec} + 2q)s_1/d_{moy} + q]\, n d l_{tub}, \quad (8.7)$$

où d_1, d_{moy}, d sont respectivement les diamètres intérieur, moyen et extérieur de l'ébauche; q est la pression du liquide; μ, le coefficient de frottement; β, le coefficient de Lodé; l_{tub}, la longueur de l'ébauche tubulaire dans la zone de formage; s_1, l'épaisseur de l'ébauche tubulaire; σ_{ec}, la limite d'écoulement du matériau de l'ébauche.

L'équation (8.7) ne tient pas compte de l'influence de l'écrouissage pendant la déformation du métal, ce qui réduit la valeur réelle de l'effort de mise en forme.

Pour obtenir la stabilité du processus dans la zone de gonflement il faut que l'effort spécifique de contre-pression soit égal à (1,1 à 1,2) σ_{ec}, et l'effort total de contre-pression soit égal à

$$Q_2 = q\pi d'_{1moy} - (1{,}1 \text{ à } 1{,}2)\,\sigma_{ec}\pi d'_1 s_1, \quad (8.8)$$

où d'_1, d'_{1moy} sont les diamètres intérieur et moyen de la zone de gonflement.

L'effort de serrage du container séparable, dans lequel se trouve l'outil est

$$P = q\pi d_1^2/4 + [(\beta\sigma_{f1} + 2q)/d_{moy}]\, s_1 d\,(H_1 - d') + q\,(nb_1 + d)\, d', \quad (8.9)$$

où H_1 est la hauteur de l'ébauche après la déformation ; n, le nombre de saillies de la pièce ; b_1, la hauteur finale des saillies ; d' le diamètre extérieur de la saillie.

A l'aide du formage hydromécanique on peut fabriquer les différentes pièces tubulaires avec la diverse configuration des parties saillantes.

Il n'existe pas encore les dispositifs capables de stabiliser le régime de frottement fluide dans les différents procédés du traitement des métaux par déformation. Ce problème est en partie résolu dans l'usinage dit hydroplastique, utilisé dans le tréfilage, le calibrage des ébauches tubulaires et en barres, l'étirage profond, l'aplatissement, le laminage, le pressage, etc.

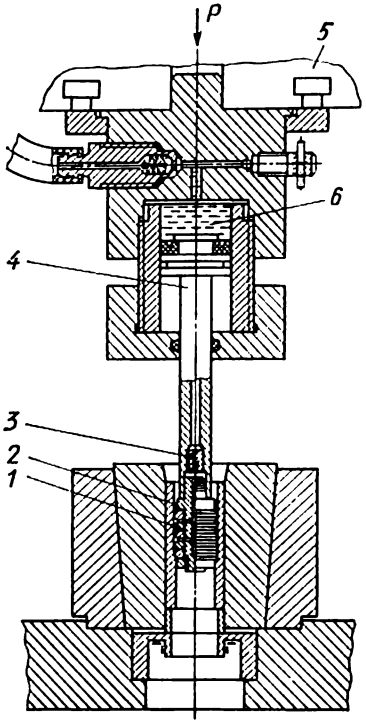


Fig. 8.9. Schéma de l'hydroformage des métaux

L'un des exemples de l'utilisation de cette méthode d'usinage est montré à la figure 8.9. Le transfert de l'effort P développé par le coulisseau de la presse *5* se fait non grâce au contact direct du coulisseau avec le poinçon, mais par l'intermédiaire du liquide *6* agissant sur la tige *4* portant les outils *1* et *3*. La déformation résulte non seulement de l'action de l'outil, mais aussi de l'action du liquide qui pénètre sous pression entre le métal à usiner et l'outil. L'accroissement de la pression dans la zone de travail est intimement lié à l'augmentation de la résistance à la déformation du métal *2*. Outre cela, la pression dans la zone de déformation augmente ou diminue proportionnellement à la pression développée par la presse et à raison inverse de la surface utile du mécanisme de multiplication, donc, en réduisant cette surface, on crée les conditions pour l'accroissement de la pression du liquide dans la zone de déformation, formée entre l'outil et le métal à usiner, ce qui permet de modifier les conditions du frottement de contact entre l'outil et l'ébauche en fonction du sens de l'écoulement du liquide. En même temps, il devient possible de régler l'épaisseur de la couche du liquide lubrifiant.

Cette méthode assure une haute productivité du travail avec l'obtention de la bonne qualité et rugosité des pièces, surtout des pièces tubulaires à faible diamètre et à grande longueur.

Particularités de la distribution des efforts dans l'hydroformage. La distribution des efforts dans l'hydroformage dépend principalement de la déformation du métal, de la dimension des pièces, de la forme de l'outil, des propriétés physiques et mécaniques du matériau usiné et d'autres facteurs. L'effort sommaire algébrique de la déformation

$$P = P_q + P_l + P_{fr}, \qquad (8.10)$$

où P_q est l'effort d'extrusion de la matière lubrifiante; P_l, l'effort de déformation dû à l'action du liquide (du lubrifiant); P_{fr}, l'effort de frottement.

Chaque terme dépend du type de l'état de contrainte de la zone de déformation, de la possibilité de l'action des contraintes de compression ou de traction sur la surface extérieure ou intérieure de la pièce à traiter, ou par l'action combinée de ces contraintes (les opérations d'aplatissement ou de réduction, de nervurage extérieur ou d'emboutissage profond, etc.).

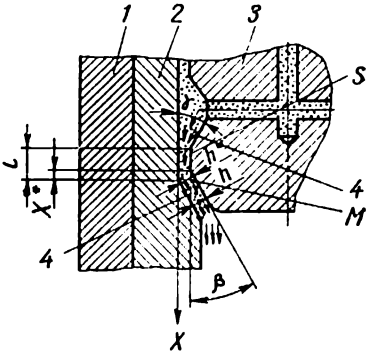


Fig. 8.10. Schéma du foyer de déformation lors de l'hydroformage: *1*, matrice; *2*, ébauche tubulaire; *3*, poinçon; *4*, liquide de lubrification

Le remplacement du frottement sans matière lubrifiante (frottement sec) par le frottement hydroplastique conduit non seulement à la diminution de la consommation de l'énergie et à l'amélioration de la qualité du métal déformé. Il influe favorablement sur l'écoulement plastique du métal dans les couches superficielles de l'ébauche à l'endroit de son contact avec l'outil grâce à la possibilité de régler les forces de frottement.

De fortes pressions se développant dans la zone d'hydroformage provoquent des changements structuraux sensibles sur la surface de l'ébauche qui contribuent à l'amélioration de la qualité de celle-ci. Pour la compréhension de la nature du frottement hydroplastique il est nécessaire de prendre en compte les paramètres physiques et mécaniques du liquide lubrifiant [1] qui varient d'une façon continue au cours de la déformation sous l'effet de l'effort sommaire P, de la température T, de la vitesse de déformation v, etc. Examinons l'influence des paramètres mentionnés sur les forces de frottement.

[1] Les propriétés mécaniques des lubrifiants liquides à la superpression restent encore inconnues.

L'épaisseur de la couche de lubrifiant h (figure 8.10) qui est le principal facteur assurant l'existence du frottement fluide, dépend de la viscosité η du lubrifiant, de la vitesse de la déformation plastique, de la forme géométrique de la zone de déformation, des propriétés mécaniques du métal usiné, etc.

L'analyse du processus a été réalisé sur la base des acquisitions récentes de la théorie hydrodynamique du graissage dans le domaine du pressage hydrostatique et du tréfilage hydrodynamique [30], [32], [40], [45]. Pour la solution du problème on a adopté les conditions initiales suivantes:

— la matrice est un corps absolument solide;

— le matériau de l'ébauche avant le début de la déformation plastique est absolument solide; dès le début de la déformation plastique il est idéalement plastique;

— la déformation est isothermique.

Pour lesdites conditions initiales la relation entre la viscosité du liquide et la pression peut être décrite par l'équation exponentielle

$$\eta = \eta_0 e^{\alpha p}, \tag{8.11}$$

où η est la viscosité de la matière lubrifiante dans la zone de travail; η_0, la viscosité de la matière lubrifiante aux conditions normales; α, le coefficient de viscosité dans les conditions de haute pression; p, la pression de la matière lubrifiante.

Etant donnée la complexité du processus de l'hydroformage, examinons une portion de foyer de déformation dans la zone d'évacuation du fluide moteur de l'espace entre le poinçon et l'ébauche (figure 8.10).

L'équation de Reynolds sous la forme différentielle s'écrit comme:

$$dp/dx = -6\eta u_i (h - h_m)/h^3, \tag{8.12}$$

x étant la coordonnée courante; u_i, la vitesse de déplacement du poinçon; h, l'épaisseur de la couche de lubrifiant; h_m, l'épaisseur de la couche de lubrifiant à la sortie.

En substituant dans l'équation (8.12) la valeur de η tirée de l'équation (8.11), on obtient:

$$e^{-\alpha p}\, dp/dx = -6\eta_0 u_i (h - h_m)/h^3. \tag{8.13}$$

Si l'épaisseur h de la ceinture de calibrage S est suffisamment petite (voir figure 8.10), on peut admettre

$$h = x \sin \beta. \tag{8.14}$$

Après la substitution de l'équation (8.14) dans l'équation (8.13) et l'intégration on obtient:

$$e^{-\alpha p} = \frac{6u_i\eta_0\alpha}{\sin^2\beta}\left(\frac{1}{2x^2}\frac{h_m}{\sin\beta} - \frac{1}{x}\right) + A_1 \ldots, \tag{8.15}$$

où A est une constante de l'équation.

Supposons qu'à la distance x_l suffisamment éloignée du point où $h = h_m$, la pression p est égale à la pression q nécessaire à la réalisation de l'hydroformage. Dans ce cas, l'équation (8.15) s'écrit comme suit :

$$A = e^{-\alpha q} - \frac{6u_i\eta_0\alpha}{\sin^2\beta}\left(\frac{1}{2x_i^2}\frac{h_m}{\sin\beta} - \frac{1}{x_i^2}\right) \tag{8.16}$$

et

$$e^{-\alpha p} - e^{-\alpha q} = \frac{6u_l\eta_0\alpha}{\sin^2\beta}\left[\left(\frac{1}{x_l} - \frac{1}{x}\right) + \frac{h_m}{2\sin\beta}\left(\frac{1}{x^2} - \frac{1}{x_i^2}\right)\right]. \tag{8.17}$$

En tenant compte du fait que l'écoulement plastique du métal commence au point $x = x^*$ avec $h = h^*$ (où x^* est la coordonnée de la frontière de la zone plastique en analyse du corps rigide-plastique, et h^*, l'épaisseur de la couche de liquide de lubrification à l'entrée dans la zone plastique du corps rigide-plastique) et en se basant sur la condition de l'écoulement plastique du métal, on peut déterminer la pression

$$p = \sigma_0 + q, \tag{8.18}$$

où σ_0 est la limite d'écoulement du matériau de l'ébauche.

Alors

$$e^{-\alpha q}(1 - e^{-\alpha\sigma_0}) = \frac{6u_l\eta_0\alpha}{\sin^2\beta}\left[\left(\frac{1}{x_l} - \frac{1}{x}\right) + \frac{h_m}{2\sin\beta}\left(\frac{1}{x^{*2}} - \frac{1}{x_i^{*2}}\right)\right]. \tag{8.19}$$

En substituant la constante dans l'équation (8.15), on obtient

$$h_m = \frac{2\sin\beta x^* x_l}{x^* + x_i} - \frac{\sin^2\beta e^{-\alpha q}(1 - e^{-\alpha\sigma_0}x^{*2}x_i^2)}{3u_i\eta_0\alpha(x_i^2 - x^{*2})}. \tag{8.20}$$

En fonction de l'épaisseur de la couche de lubrifiant dans la zone d'entrée

$$h_m = \frac{2h_i h^*}{h^* + h_i} - \frac{\sin\beta\, e^{-\alpha q}(1 - e^{-\alpha\sigma_0}h^{*2}h_i^2)}{3u_i\eta_0\alpha(h_i^2 - h^{*2})}. \tag{8.21}$$

Les formules obtenues (8.20) et (8.21) définissent l'épaisseur de la couche de liquide de lubrification dans le cas de la pression maximale exprimée par les paramètres de la zone d'entrée et par la valeur de l'épaisseur de la couche de liquide lubrifiant au point M (voir figure 8.10), au commencement de l'écoulement plastique du métal au moment considéré. Si la pression dans la zone plastique est grande, la viscosité du liquide est aussi grande, et la différence des pressions dans la zone de la déformation plastique est insignifiante par rapport à la différence des pressions dans la zone d'entrée. Dans ce cas la composante de turbulence de l'écoulement est insensible dans le flux total laminaire. Le débit du fluide moteur pour une unité

de longueur du périmètre dans la zone plastique

$$Q_2 = v_2 h_2/2; \tag{8.22}$$

dans la zone d'entrée

$$Q_1 = v_1 h_m/2, \tag{8.23}$$

v_1 et v_2 étant les vitesses d'écoulement du liquide à l'issue de la zone plastique et de la zone d'entrée.

A la frontière entre les zones, dans les conditions de l'écoulement continu ($Q_1 = Q_2$) il ressort des équations (8.22) et (8.23) qu'à l'entrée de la zone plastique

$$h_m = h^*. \tag{8.24}$$

Après la substitution de (8.24) dans (8.21) on obtient l'équation quadratique

$$h^{*2} - h^* \left[\frac{\sin\beta\, e^{-\alpha q}(1 - e^{-\alpha\sigma_0})\, h_i^2}{3u_i\eta_0\alpha} + 2h_i \right] + h_i^2 = 0. \tag{8.25}$$

La solution de l'équation (8.25) est de la forme

$$h^* = h_i\,[1 + C\,(1 - \sqrt{1 + 2/C})], \tag{8.26}$$

où

$$C = \frac{\sin\beta\, e^{-\alpha q}(1 - e^{-\alpha\sigma_0})\, h_i}{6u_i\eta_0\alpha}. \tag{8.27}$$

Après les transformations de l'équation (8.26) on obtient l'équation permettant de déterminer l'épaisseur de la couche de liquide lubrifiant à l'entrée de la zone plastique du corps rigide-plastique

$$h^* = \frac{h_i}{2C}\left(1 - \frac{1}{C} + \frac{5}{4C^2}\right). \tag{8.28}$$

Dans l'hydroformage la valeur de C est approximativement du même ordre de grandeur que dans le pressage hydrostatique ($C \approx 10^4$). Il s'ensuit que l'équation (8.28) peut être écrite sous la forme

$$h^* \approx \frac{3u_i\eta_0\alpha}{\sin\beta\, e^{-\alpha q}(1 - e^{-\alpha\sigma_0})}. \tag{8.29}$$

Dans l'équation (8.29) h^* ne dépend pas de l'épaisseur de la couche de liquide de lubrification.

Selon la loi de Newton la force due au frottement fluide interne

$$T = \mu v F/h, \tag{8.30}$$

où μ est le coefficient de viscosité (dynamique); v, la vitesse d'écoulement du liquide ($v = v_2$); F, la surface de la zone plastique; h, l'épaisseur de la couche de lubrifiant.

On peut voir de l'équation (8.30) que la force T dépend non pas de la pression, mais avant tout de l'épaisseur h de la couche de

lubrifiant, épaisseur qui varie en fonction de la charge. Il en vient donc qu'on peut observer le frottement hydrodynamique à l'épaisseur bien déterminée de la couche lubrifiante qui supprime totalement le contact entre la surface de l'outil et le métal usiné.

Pour les conditions de la pression maximale ($h = h^*$) on obtient, en reportant l'équation (8.29) dans l'équation (8.30)

$$T = \frac{\mu v_2 F \sin\beta\, e^{-\alpha q}(1 - e^{-\alpha\sigma_0})}{3u_i\eta_0\alpha}. \qquad (8.31)$$

L'équation (8.31) définit la force de frottement pour le cas de l'usinage hydroplastique réalisé dans les conditions de frottement hydrodynamique. De la connaissance de cette grandeur dépend la détermination des paramètres de force de la zone de déformation pour les différentes conditions de frottement plastique.

Qualité de la surface après l'hydroformage. Les pièces fabriquées à partir des ébauches tubulaires sont très répandues dans les constructions mécaniques. L'usinage précis des surfaces extérieures de ces pièces présente certaines difficultés; cependant l'obtention des surfaces intérieures précises et de bonne qualité des ébauches tubulaires de grande longueur par les méthodes telles que tournage, alésage, honning intérieur et rectification constitue un vrai problème. L'hydroformage résout en grande partie ce problème. Ainsi, les essais réalisés à l'Institut de recherche de Varna et visant à utiliser l'hydroformage pour la fabrication des pièces cylindriques d'un diamètre intérieur de 23 mm, d'un diamètre extérieur de 32 mm et d'une longueur de 133 mm en acier 45 confirment les avantages de ce procédé. On a utilisé le dispositif pour l'hydroformage (voir figure 8.9) avec les éléments déformants amovibles en acier P18. L'angle avant des éléments $\alpha = 3°$, l'angle arrière $\beta = 5°$ et la ceinture de calibrage

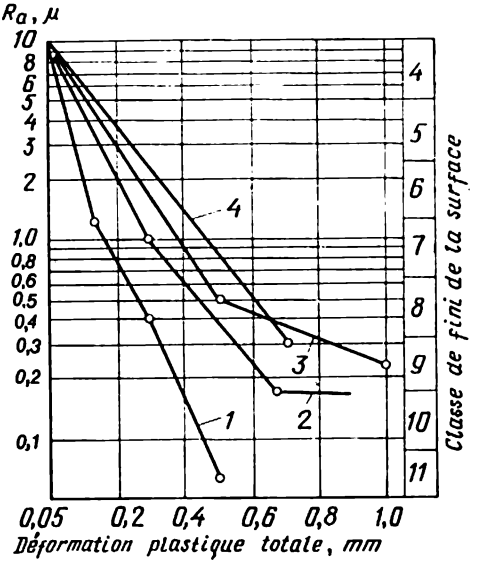


Fig. 8.11. Influence de la déformation plastique totale sur la rugosité de la surface intérieure des ébauches lors de l'hydroformage:

1, $i = 0{,}05$ mm; 2, $i = 0{,}1$ mm; 3, $i = 0{,}15$ mm; 4, $i = 0{,}2$ mm

S est de 2 mm d'épaisseur (voir figure 8.10). On a essayé un grand nombre de régimes de déformation avec le serrage différent i entre les éléments déformants et l'ébauche (de 0,05 à 0,20 mm), la valeur sommaire de la déformation plastique selon le diamètre intérieur étant 0,1 à 1 mm.

La figure 8.11 montre la dépendance entre la rugosité de la surface intérieure de l'ébauche et la valeur sommaire de la déformation plastique pour les diverses valeurs du serrage unitaire entre les éléments déformants et le métal. Il est clair de l'analyse de ces dépendances que le serrage i influe sensiblement sur la rugosité. La diminution du serrage entraîne la diminution plus prononcée de la rugosité de la surface. Par exemple, dans le cas de la déformation avec la variation du serrage par degrés de 0,05 mm, la rugosité diminue jusqu'à $R_a = 0{,}06$ μ après la troisième phase de l'opération (voir figure 8.11, ligne *1*). L'accroissement du serrage entre les éléments déformants et le métal fait que la rugosité après la déformation diminue d'une façon moins intense (voir figure 8.11, ligne *2*). Cependant, la pratique de l'utilisation de forts serrages (voir figure 8.11, lignes *3* et *4*) montre que cette opération convient tant à l'ébauchage qu'à la finition correspondant à $R_a = 0{,}25$ à 0,3 μ.

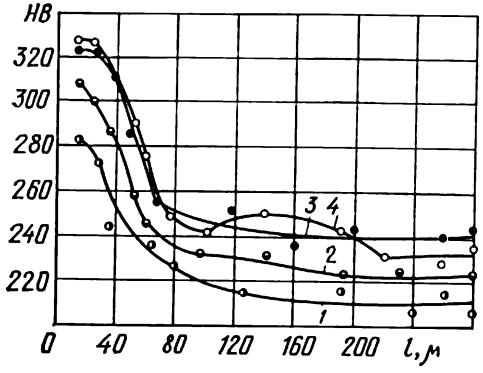


Fig. 8.12. Variation de la dureté suivant l'épaisseur de la paroi des ébauches tubulaires lors de l'hydroformage :
1 à *4*, taux de déformation respectivement 3, 7, 9 et 15 %

Les essais expérimentaux et industriels des pièces tubulaires obtenues par l'hydroformage ont démontré que les dimensions géométriques de l'orifice répondent à 2e ou à 3e classes de précision avec une petite différence d'épaisseur des parois et un gauchissement insensible.

A la distance de 2 à 6 mm des extrémités de l'ébauche sont enregistrés des écarts de 0,01 à 0,03 mm par rapport aux dimensions requises, ce qui peut être attribué à la présence des stades non établis de l'hydroformage. La valeur de ces écarts dépend du degré de déformation, de l'angle d'attaque α de l'outil, de la nuance d'acier et des dimensions de l'ébauche tubulaire. L'hydroformage est accompagné d'écrouissage du métal de l'ébauche qui influe considérablement sur la qualité de la surface. Les dépendances graphiques illustrant la

variation de la microdureté lors de l'hydroformage sont montrées à la figure 8.12. L'analyse montre que l'accroissement de la dureté superficielle est fonction du degré de la déformation plastique.

8.4. Emboutissage profond

L'emboutissage profond est une opération à l'issue de laquelle on obtient les pièces creuses de n'importe quelle forme à partir de l'ébauche plate. Le processus de mise en forme est considéré comme le résultat de la déformation plastique, accompagnée d'un déplacement de la partie importante du métal suivant la hauteur de la pièce. Dans le cas des forts degrés de déformation et de la faible épaisseur

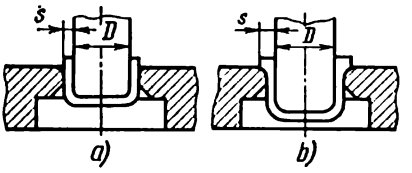


Fig. 8.13. Schéma de l'emboutissage profond sans amincissement (*a*) et avec amincissement (*b*) :
D, diamètre du poinçon ; *s*, épaisseur de la tôle

du matériau de départ, on observe un état de contrainte défavorable qui conduit à la formation de gaufres, de fissures et de déchirures du métal.

La forme des pièces fabriquées par l'emboutissage profond peut être de trois types :

1) pièces symétriques par rapport à un axe (cylindriques, coniques, étagées, à profil curviligne, etc.) ;

2) pièces en caisson ;

3) pièces asymétriques à profil compliqué.

Pour la fabrication de ces pièces il existe deux méthodes d'emboutissage :

1) emboutissage profond sans amincissement des parois (figure 8.13, *a*) ;

2) emboutissage profond avec amincissement des parois (figure 8.13, *b*).

Lors de l'emboutissage sans amincissement des parois, le poinçon avec l'ébauche pénètre progressivement dans la matrice, grâce à quoi le diamètre extérieur de l'ébauche diminue constamment. Le degré de déformation suivant la hauteur de la partie génératrice du cylindre s'accroît d'une façon continue pour atteindre son maximum sur l'extrémité de celui-ci. L'irrégularité de la déformation cause l'irrégularité de l'écrouissage suivant la hauteur de la pièce.

L'épaisseur de la pièce finie diffère de l'épaisseur du flan, l'épaisseur du fond de la pièce étant proche de celle du flan. Aux endroits de passage du fond à la paroi latérale on peut constater un amincissement de 10 à 25 %, et près de la face d'about un épaississement de 15 à 25 %.

L'épaisseur de la paroi au voisinage de la face d'about dans le cas de la pièce sans bride

$$s_1' = \eta s \sqrt{D_e/D}, \tag{8.32}$$

et dans le cas de la pièce avec bride

$$s_1 = \eta s \sqrt{D_e/D_b}, \tag{8.33}$$

s_1' et s_1 étant l'épaisseur de la paroi près de la face d'about de la pièce sans et avec la bride respectivement ; η, un coefficient ; s, l'épaisseur de l'ébauche ; D_e, le diamètre de l'ébauche ; D, le diamètre extérieur de la pièce ; D_b, le diamètre de la bride.

La valeur de l'amincissement dans la zone de passage du fond à la paroi est fonction du rayon du congé des angles de la matrice, du degré de déformation, de l'interstice entre la matrice et le poinçon, de l'effort de serrage de l'ébauche ; elle dépend aussi des conditions de frottement de contact.

L'emboutissage avec amincissement des parois est caractérisé, outre le changement de l'épaisseur du matériau de départ, par la diminution des diamètres extérieur et intérieur de l'ébauche.

Lors de l'élaboration de la technologie de l'emboutissage avec amincissement, le volume calculé de l'ébauche en tôle doit dépasser le volume de la pièce de 15 à 20 % (surcroît de dimension pour le découpage).

Le nombre des opérations est déterminé en fonction du degré de déformation

$$\varepsilon = (F_1 - F_2)/F_1 \approx (s_1 - s_2)/s_1, \tag{8.34}$$

F_1 et F_2 étant la section transversale avant et après la déformation, mm ; s_1 et s_2, l'épaisseur de la paroi avant et après la déformation, mm ; m, le taux d'emboutissage.

La hauteur de la pièce après l'emboutissage

$$h = s_1 (D_e^2 - D^2)/[2s_2 (D + d)], \tag{8.35}$$

où d est le diamètre intérieur de la pièce.

Dans le cas des pièces cylindriques on peut calculer le diamètre de l'ébauche de différentes façons, en utilisant l'égalité des surfaces de l'ébauche et de la pièce finie (emboutissage sans amincissement des parois) ou l'égalité des volumes de l'ébauche et de la pièce finie (emboutissage avec amincissement des parois).

Lors du calcul par la méthode des surfaces égales il faut tenir compte du surcroît de dimension pour le découpage. Le calcul de la

surface de la pièce se fait en la divisant en éléments géométriques simples conformément à sa forme (figure 8.14).

La somme des surfaces calculées des éléments constitutifs ($F_1, \ldots, F_n$) définit la surface de l'ébauche

$$F_e = F_1 + F_2 + \ldots + F_n = \pi D_e^2/4, \qquad (8.36)$$

d'où

$$D_e = 1{,}13\sqrt{F}.$$

La méthode de calcul de D_e basée sur l'égalité des volumes de l'ébauche de départ V_e et de la pièce finie V_p, compte tenu du volume éliminé lors du découpage, est utilisée dans le cas de l'emboutissage avec amincissement des parois.

Le volume de la pièce emboutie est déterminé comme la différence entre les volumes des cylindres extérieur et inférieur :

$$V = V_{ext} - V_{int} = V_e,$$

mais

$$V_e = \pi D_e^2 s/4,$$

alors

$$D_e = 1{,}13\sqrt{V_e/s}, \qquad (8.37)$$

où s est l'épaisseur de l'ébauche, mm.

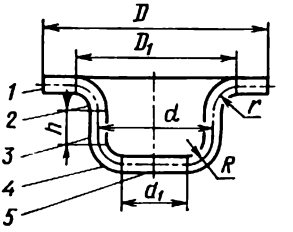


Fig. 8.14. Subdivision de la pièce en éléments géométriques simples (*1* à *5*)

Détermination du taux de déformation et du taux d'emboutissage. En fonction de la relation entre la hauteur et le diamètre de la pièce et de l'épaisseur de l'ébauche en tôle, on peut réaliser une ou plusieurs phases d'emboutissage. La détermination du nombre des phases est l'une des tâches la plus importante assignée au technologiste qui doit prendre en vue les paramètres essentiels suivants :

le taux d'emboutissage

$$m = D/D_e; \qquad (8.38)$$

le degré d'emboutissage

$$k = 1/m = D_e/D; \qquad (8.39)$$

le taux de déformation

$$\varepsilon = (D_e - D)/D_e = 1 - m, \qquad (8.40)$$

D étant le diamètre de la pièce, mm.

La valeur admissible du taux d'emboutissage dépend de la forme et des dimensions de la pièce, de ses propriétés mécaniques, de l'état de surface du flan, de l'épaisseur du matériau de départ, de la forme géométrique du poinçon et de la matrice, du procédé d'emboutissage (avec ou sans serrage), du type de lubrifiant, etc.

Le tableau 8.4 donne les valeurs optimales admissibles du taux d'emboutissage dans le cas des pièces cylindriques sans bride (emboutissage avec serrage) pour les épaisseurs différentes du flan en aciers 08, 10Г et 18Г. Les faibles valeurs de m correspondent aux petits rayons d'arêtes [r = (4 à 8) s], et les grandes valeurs de m, aux rayons importants [r = (8 à 15) s].

Tableau 8.4

Taux d'emboutissage profond m dans le cas des pièces sans bride

Epaisseur relative de l'ébauche $(s/D_e)\cdot 100$				
2 à 1,50	1,5 à 1,0	1,0 à 0,5	0,5 à 0,2	0,2 à 0,06
0,46 à 0,50	0,50 à 0,53	0,53 à 0,55	0,55 à 0,58	0,58 à 0,60
0,72 à 0,74	0,74 à 0,75	0,75 à 0,77	0,77 à 0,78	0,78 à 0,80
0,75 à 0,77	0,77 à 0,78	0,78 à 0,79	0,79 à 0,80	0,80 à 0,81
0,77 à 0,79	0,79 à 0,80	0,80 à 0,81	0,81 à 0,82	0,82 à 0,84
0,79 à 0,81	0,81 à 0,83	0,83 à 0,84	0,84 à 0,85	0,85 à 0,86

Dans le cas de l'emboutissage des aciers à bas carbone, de l'aluminium laminé à froid, le taux d'emboutissage doit être élevé de 1,5 à 2,0 %, et dans le cas de l'emboutissage des aciers 05, 08, 10, de l'aluminium et des autres matériaux, il faut réduire le taux d'emboutissage de 1,5 à 2 % par rapport aux valeurs données au tableau 8.4.

Si l'on emploie le recuit intermédiaire, on peut élever le taux d'emboutissage de 2,5 à 5 % pour chaque phase suivante.

En pratique, dans certains cas on peut réaliser l'emboutissage sans serrage. Le serrage est recommandé quand

$$D_e - D \geqslant 22s$$

ou bien

$$(s/D_e)\cdot 100 \leqslant 4{,}5\,(1 - m_1).$$

Dans le cadre des calculs technologiques il faut déterminer, outre le nombre des phases d'emboutissage, la hauteur de la pièce cylindrique suivant les phases. Les formules respectives utilisées dans ce calcul figurent au tableau 8.5.

Détermination de l'effort d'emboutissage et de serrage. Les calculs d'ingénieur de l'effort de serrage sont basés sur le principe qui consiste en ce que les contraintes admissibles dans les sections dangereuses doivent être toujours inférieures à la contrainte provoquant la destruction du matériau déformé.

Tableau 8.5

Formules pour la détermination de la hauteur d'emboutissage suivant les phases de l'opération dans le cas des pièces cylindriques

Forme de la pièce	Phase	Formules
Cylindre avec un fond plat et un faible rayon de congé	1	$h_1 = 0{,}25\left(\frac{D_e}{m_1} - d_1\right)$
	2	$h_2 = 0{,}25\left(\frac{D_e}{m_1 m_2} - d_2\right)$ ou
		$h_2 = \frac{h_1}{m_2} + 0{,}25\left(\frac{d_1}{m_2} - d_2\right)$
	n	$h_n = 0{,}25\left(\frac{D_e}{m_1 m_2 \ldots m_n} - d_n\right)$ ou
		$h_n = \frac{h_{n-1}}{m_n} + 0{,}25\left(\frac{d_{n-1}}{m_n} - d_n\right)$
Cylindre avec un rayon de congé important près du fond	1	$h_1 = 0{,}25\left(\frac{D_e}{m_1} - d_1\right) + 0{,}43\frac{r_1}{d_1}(d_1 + 0{,}32 r_1)$
	2	$h_2 = 0{,}25\left(\frac{D_e}{m_1 m_2} - d_2\right) + 0{,}43\frac{r_2}{d_2}(d_2 + 0{,}32 r_2)$
		ou pour $r_1 = r_2 = r$
		$h_2 = \frac{h_1}{m_2} + 0{,}25\left(\frac{d_1}{m_2} - d_2\right) - 0{,}43\frac{r}{d_2}(d_1 - d_2)$
	n	$h_n = 0{,}25\left(\frac{D_e}{m_1 m_2 \ldots m_n} - d_n\right) + 0{,}43\frac{r_n}{d_n}(d_n + 0{,}32 r_n)$
		ou pour $r_1 = r_n = r$
		$h_n = \frac{h_{n-1}}{m_n} + 0{,}25\left(\frac{d_{n-1}}{m_n} - d_n\right) - 0{,}43\frac{r}{d_n}(d_{n-1} - d_n)$
Cylindre avec un fond incliné	1	$h_1 = 0{,}25\left(\frac{D_e}{m_1} - d_1\right) + 0{,}57\frac{a_1}{d_1}(d_1 + 0{,}86 a_1)$
	2	$h_2 = 0{,}25\left(\frac{D_e}{m_1 m_2} - d_2\right) + 0{,}57\frac{a_2}{d_2}(d_2 + 0{,}86 a_2)$
		ou pour $a_1 = a_2 = a$
		$h_2 = \frac{h_1}{m_2} + 0{,}25\left(\frac{d_1}{m_2} - d_2\right) - 0{,}57\frac{a}{d_2}(d_1 - d_2)$
	n	$h_n = 0{,}25\left(\frac{D_e}{m_1 m_2 \ldots m_n} - d_n\right) + 0{,}57\frac{a_n}{d_n}(d_n + 0{,}86 a_n)$

Tableau 8.5 (suite)

Forme de la pièce	Phase	Formules
Cylindre avec un fond incliné		ou pour $a_1 = a_n = a$ $h_n = \frac{h_{n-1}}{m_n} + 0{,}25\left(\frac{d_{n-1}}{m_n} - d_n\right) - 0{,}57\frac{a}{d_n}(d_{n-1} - d_n)$
Cylindre avec un fond sphérique	1	$h_1 = 0{,}25\frac{D_e}{m_1}$
	2	$h_2 = 0{,}25\frac{D_e}{m_1 m_2}$ ou $h_2 = \frac{h_1}{m_2}$
	n	$h_n = 0{,}25\frac{D_e}{m_1 m_2 \ldots m_n}$ ou $h_n = \frac{h_{n-1}}{m_n}$
Cylindre avec des parois minces	1	$h_1 = 0{,}25\left(\frac{D_e}{m_1} - d_1\right)\frac{s}{s_1} + s$
	2	$h_2 = 0{,}25\left(\frac{D_e}{m_1 m_2} - d_2\right)\frac{s}{s_2} + s$
	n	$h_n = 0{,}25\left(\frac{D_e}{m_1 m_2 \ldots m_n} - d_n\right)\frac{s}{s_n} + s$
Cylindre avec une grande bride	1	$h_1 = 0{,}25\left(\frac{D_e}{m_1} - \frac{d_{br}^2}{d_1} + 3{,}44 r_1\right)$
	2	$h_2 = 0{,}25\left(\frac{D_e}{m_1 m_2} - \frac{d_{br}^2}{d_2} + 3{,}44 r_2\right)$ ou $h_2 = \frac{h_1}{m_2} - 0{,}86\frac{r_1}{m_2} + 0{,}86 r_2$
	n	$h_n = 0{,}25\left(\frac{D_e}{m_1 m_2 \ldots m_n} - \frac{d_{br}^2}{d_n} + 3{,}44 r_n\right)$ ou $h_n = \frac{h_{n-1}}{m_n} - 0{,}86\frac{r_{n-1}}{m_n} + 0{,}86 r_n$

Nota. Dans les formules D_e : le diamètre de l'ébauche ; $d_1, d_2, \ldots, d_n$: les diamètres des pièces suivant les phases ; $r_1, r_2, \ldots, r_n$: les rayons de congé du fond suivant les phases ; $a_1, a_2, \ldots, a_n$: les dimensions des chanfreins de l'ébauche suivant les phases ; $m_1, m_2, \ldots, m_n$: les taux d'emboutissage suivant les phases ; $s_1, s_2, \ldots, s_n$: l'épaisseur de l'ébauche et de la paroi de la pièce suivant les phases ; d_{br} : le diamètre de la bride.

Pour le calcul de l'effort d'emboutissage dans le cas des pièces cylindriques sans bride on utilise les formules suivantes:

pour la première phase de l'opération

$$P = \pi\, d_1 \sigma_R\, K_1 s_1, \tag{8.41}$$

pour la deuxième phase de l'opération

$$P = \pi\, d_2 \sigma_R\, K_2 s_2, \tag{8.42}$$

pour la n-ème phase

$$P = \pi\, d_n \sigma_R K_n s_n, \tag{8.43}$$

où $d_1, d_2, \ldots, d_n$ sont les diamètres des pièces cylindriques suivant les phases de l'opération; $K_1, K_2, \ldots, K_n$, les coefficients déterminés d'après les tableaux 8.6, 8.7.

Tableau 8.6

Coefficient K_1 pour la première phase de l'emboutissage des pièces cylindriques en aciers 08, 10, 15 (selon les données de V. Romanovski)

Epaisseur relative de l'ébauche $(s/D_e)\cdot 100$	Diamètre relatif de l'ébauche $(D_e/s)\cdot 100$	K_1									
		0,45	0,48	0,50	0,52	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80
5,0	20	0,95	0,85	0,75	0,65	0,60	0,50	0,43	0,35	0,28	0,20
2,0	50	**1,10**	1,00	0,90	0,80	0,75	0,60	0,50	0,42	0,35	0,25
1,2	83		**1,10**	1,00	0,90	0,80	0,86	0,36	0,47	0,37	0,30
0,8	125			**1,10**	1,00	0,90	0,75	0,60	0,50	0,40	0,33
0,5	200				**1,10**	1,00	0,82	0,67	0,55	0,45	0,36
0,2	500	Domaine des				**1,10**	0,90	0,75	0,60	0,50	0,40
0,1	1000	ruptures					**1,10**	0,90	0,73	0,60	0,50

Nota. Pour de faibles rayons de congé $r = (4 \text{ à } 6)\, s$ le coefficient K_1 doit être augmenté de 5 % par rapport aux valeurs indiquées; dans ce cas, le domaine des ruptures augmente quelque peu.

L'effort de serrage

$$Q = Fq. \tag{8.44}$$

L'effort de serrage dans la première phase

$$Q = (\pi/4)\,[D_e^2 - (d_1 + 2r_m)^2]\, q. \tag{8.45}$$

L'effort de serrage dans les phases ultérieures

$$Q = (\pi/4)\,[d_{n-1}^2 - (d_n + 2r_m)^2]\, q, \tag{8.46}$$

où F est la surface du flan située sous le serre-flan ; q, la pression de serrage ; $d_1, \ldots, d_n$, le diamètre de la pièce dans chaque phase ; r_m, le rayon de congé de la partie de travail de la matrice.

L'effort sommaire d'emboutissage

$$P_{tot} = P + Q. \tag{8.47}$$

Tableau 8.7

Coefficient K_2 pour la deuxième phase de l'emboutissage des pièces cylindriques en aciers 08, 10, 15 (selon les données de V. Romanovski)

Epaisseur relative de l'ébauche $(s/D_e)\cdot 100$	Epaisseur relative de l'ébauche au terme de la première phase $(s/D)\cdot 100$	K_2									
		0,7	0,72	0,75	0,78	0,80	0,82	0,85	0,88	0,90	0,92
5,0	11	0,85	0,70	0,60	0,50	0,42	0,32	0,28	0,20	0,15	0,12
2,0	4	1,1	0,90	0,75	0,60	0,52	0,42	0,32	0,25	0,20	0,14
1,2	2,5		1,10	0,90	0,75	0,62	0,52	0,42	0,30	0,25	0,16
0,8	1,5			1,00	0,82	0,70	0,57	0,46	0,35	0,27	0,18
0,5	0,9			1,00	1,90	0,76	0,63	0,50	0,40	0,30	0,20
0,2	0,3	Domaine des			1,00	0,85	0,70	0,56	0,44	0,33	0,23
0,1	0,15	ruptures			1,10	1,00	0,82	0,68	0,55	0,40	0,30

Nota. Pour de faibles rayons de congé le coefficient K_2 doit être augmenté de 0,5 % par rapport aux valeurs indiquées ; dans ce cas le domaine des ruptures augmente. Pour les phases ultérieures (3e à 6e) de l'emboutissage le coefficient est déterminé d'après ce même tableau pour les m_n et s/D respectifs, mais il doit être augmenté ou diminué par rapport à la valeur trouvée. Lors de l'emboutissage avec recuits intermédiaires on prend la valeur inférieure (la plus proche valeur supérieure) du coefficient K_n.

8.5. Repoussage au tour

Le repoussage au tour n'a connu un grand emploi que dans les années récentes, grâce à l'élargissement considérable des possibilités de l'équipement et à sa productivité accrue. Pour parvenir au meilleur centrage du flan lors du repoussage au tour, on procède parfois au préformage de sa partie de fond (figure 8.15). Dans la production en série et en grande série les opérations manuelles du repoussage sont automatisées.

En règle générale, la valeur optimale de la déformation est établie expérimentalement en fonction de la configuration de la pièce, de la précision nécessaire et de la qualité de la surface. Pour déterminer le degré de changement de la forme et des dimensions de la pièce, on a recours au taux de repoussage

$$m = D/D_e,$$

où D est le diamètre de la pièce; D_e, le diamètre de l'ébauche.

Les valeurs admissibles du taux de repoussage dépendent du type du matériau: pour les aciers à bas carbone, m doit être choisi de 0,70 à 0,75; pour les aciers résistant à la corrosion, de 0,65 à 0,80; pour l'aluminium, de 0,78 à 0,85; pour le cuivre, de 0,70 à 0,85 (cas des ébauches d'une épaisseur jusqu'à 5 mm et des pièces d'un diamètre jusqu'à 200 mm). Pour les ébauches d'un plus grand diamètre et d'une plus petite épaisseur des parois le taux de repoussage est d'habitude augmenté. L'épaisseur de la paroi après le

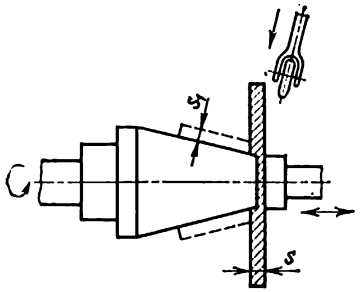


Fig. 8.15. Schéma du repoussage au tour de l'ébauche avec le fond préalablement formé (s, s_1, épaisseur de l'ébauche avant et après la déformation)

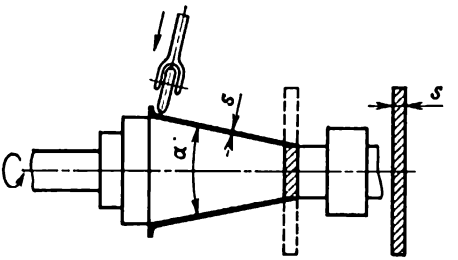


Fig. 8.16. Schéma du repoussage au tour de la pièce conique (α est l'angle au sommet du cône)

repoussage dépend de la forme géométrique de la pièce: dans le cas de la pièce cylindrique ou hémisphérique l'épaisseur s'accroît suivant la longueur de la pièce; par contre, l'épaisseur diminue dans le cas de la forme conique de la pièce:

$$s_0 = s \sin \alpha, \tag{8.48}$$

où s_0 est l'épaisseur de la paroi après la déformation; s, l'épaisseur du flan; α, le demi-angle au sommet du cône.

Les dimensions de l'ébauche sont déterminées par analogie avec l'emboutissage, mais l'on doit introduire des corrections tenant compte de la variation de l'épaisseur de la paroi. Le surcroît à éliminer lors du découpage est d'habitude égal à 2 à 6 % du diamètre de l'ébauche. La précision des pièces fabriquées correspond à 3e à 6e classes, et la rugosité de la surface $R_a = 0{,}3$ à 1 μ.

Actuellement, il devient de plus en plus répandu le repoussage au tour des ébauches avec l'épaisseur variable de la paroi arrière. Le repoussage est réalisé sur les machines spéciales avec le serrage hydraulique des molettes. Le principe de cette méthode consiste en mandrinage de la tôle de grande épaisseur.

Lors du repoussage des pièces coniques (figure 8.16) le diamètre de l'ébauche est adopté égal au diamètre de la pièce et dépend aussi

de l'épaisseur de la tôle. L'épaisseur de la paroi varie en conformité avec l'équation (8.48).

La dimension de l'ébauche est calculée à partir de l'égalité des volumes de l'ébauche V_e et de la pièce V_p, compte tenu du surcroît de dimension pour le découpage V_{dec}:

$$V_e = V_p + V_{dec}. \tag{8.49}$$

Le degré de déformation admissible ne doit pas dépasser 75 % pour les aciers à bas carbone. Le repoussage au tour des pièces coniques avec l'angle au sommet inférieur à 35° se fait en deux étapes.

8.6. Mise en forme par explosion

Les principes de la mise en forme par explosion. La mise en forme par explosion a trouvé un large emploi dans les différentes branches des constructions mécaniques en Bulgarie grâce aux études réalisées par G. Popov, K. Costadinov et S. Stavrev. Cette méthode est utilisée pour la fabrication des pièces de diverses configurations et dimensions à partir des ébauches en flan et en tôle.

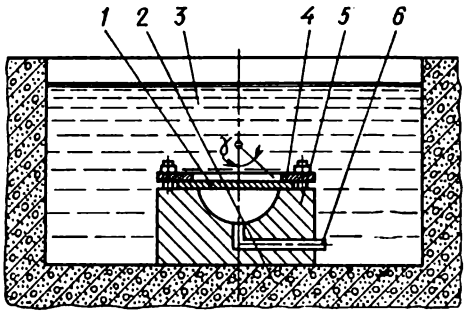


Fig. 8.17. Schéma de l'estampage par explosion dans le liquide de l'hémisphère

A la différence de l'emboutissage des tôles à la presse, la mise en forme par explosion est caractérisée par les avantages suivants: la construction simplifiée de l'outillage, la possibilité de la mise en forme de grosses pièces en aciers et alliages à haute résistance.

De tous ces procédés c'est l'estampage par explosion avec de l'eau comme milieu pour le transfert de l'énergie de l'explosion de la matière explosive vers l'ébauche qui est le plus souvent utilisé (figure 8.17). L'ébauche *1* est placée sur la matrice *5*, ses bords sont serrés par l'anneau de serrage *4*. A la distance bien déterminée de l'ébauche, au-dessus de celle-ci, on dispose la charge de la matière explosive. On introduit la matrice avec l'ébauche et la charge dans le réservoir *2* rempli d'eau *3*. Une partie de l'énergie dégagée au cours de l'explosion de la charge, est transmise par l'intermédiaire de l'eau à l'ébauche. Sous l'effet de la haute pression l'ébauche se déforme et acquiert la forme de la matrice. L'air se trouvant sous l'ébauche, dans la cavité de travail de la matrice, est évacué à travers le canal *6*.

La figure 8.18 montre le schéma de l'élargissement de l'ébauche tubulaire. L'eau *2* est amenée à la cavité de l'ébauche *3* installée dans la matrice *4*. La matière explosive est placée, elle aussi, à l'intérieur de l'ébauche. Après l'explosion on peut constater que la forme de l'ébauche reproduit la forme de la cavité intérieure de la matrice. Pour la fabrication de petits lots de pièces on emploie au lieu du réservoir stationnaire les réservoirs non récupérables. Cette variante d'exécution du réservoir est montrée à la figure 8.19. Un tel réservoir *3* peut être fabriqué en carton ou en matériau à parois minces et installé sur la matrice *5*. Après le remplissage du réservoir d'eau *4*, l'introduction de la charge *2* et l'explosion de cette dernière, le liquide, en agissant sur l'ébauche *1*, provoque la déformation de celle-ci. Les pièces à forme simple et n'exigeant pas la haute précision, peuvent être fabriquées sans utiliser la matrice, selon le schéma de la figure 8.20. On place sur l'ébauche *1* préalablement serrée entre les anneaux déformants *5* et *6*, le réservoir *3* contenant le liquide *4* et la charge *2*. Après l'explosion on observe la déformation de l'ébauche.

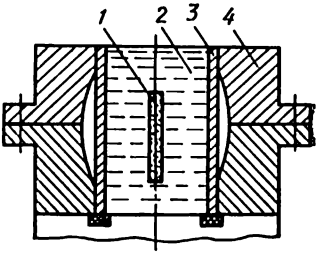


Fig. 8.18. Schéma de l'élargissement de l'ébauche tubulaire par explosion dans le liquide

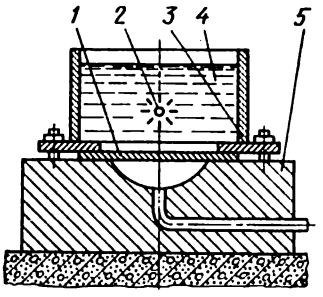


Fig. 8.19. Schéma de l'estampage par explosion dans le réservoir non récupérable

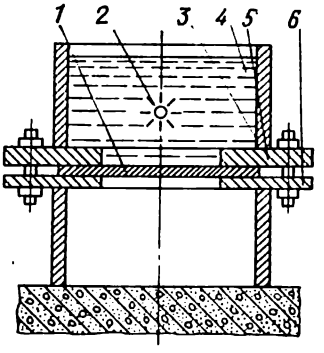


Fig. 8.20. Schéma de l'estampage par explosion dans le liquide sans utilisation de la matrice

Le choix de l'un des schémas représentés de la mise en forme par explosion dans le liquide dépend du type du matériau de départ, de la forme et des dimensions de la pièce, du volume de la fabrication.

Sources d'énergie. En tant que sources d'énergie pour l'usinage des métaux par explosion on emploie différents types de matières

explosives. On appelle matière explosive la composition chimique (mélange) qui, excitée par la chaleur, le choc mécanique ou la pression, se transforme en un temps extrêmement court en autre substance stable qui est totalement ou en grande partie gazeuse. Le principe de la mise en forme par explosion dans le liquide est fondé sur le phénomène physique (explosion) qui est une transformation chimique rapide de la matière, accompagnée de la transformation de son énergie potentielle en travail mécanique de la déformation. Le travail fourni par explosion est dû à l'expansion rapide des gaz, qu'ils existaient avant l'explosion ou se sont formés au moment de l'explosion.

Le signe caractéristique de l'explosion est un saut de pression brusque dans le milieu entourant la charge. Les produits gazeux se formant grâce à la haute vitesse de la réaction chimique, occupent au moment initial un faible volume, qui, par la suite, s'accroît rapidement en provoquant l'augmentation brusque de la pression dans la zone d'explosion. La transition de la matière explosive de l'état solide à l'état gazeux dure les cent millièmes ou même millionièmes de seconde. L'énorme vitesse du déroulement du processus engendre une haute concentration de l'énergie, qu'on ne peut pas atteindre dans les conditions des réactions chimiques ordinaires. On peut évaluer la vitesse du processus explosif, en mesurant la variation de la vitesse linéaire de la propagation de l'onde explosive. Pour les matières explosives modernes elle varie dans les limites de 2000 à 9000 m/s. Les hautes pressions ne seraient pas possibles au cours de l'explosion, si la réaction chimique n'était pas accompagnée de la formation d'une grande quantité de produits gazeux. En fonction des conditions de l'excitation de la réaction chimique, de la nature de l'explosif et de l'action des autres facteurs, les vitesses de propagation de l'onde explosive sont différentes et influent sensiblement sur les conditions de déformation. L'énergie due à l'explosion est transmise vers l'ébauche à travers le milieu intermédiaire. La consommation de cette énergie dépend en grande mesure du type et de la densité de ce milieu. Le milieu intermédiaire d'une faible densité absorbe une partie d'énergie indispensable pour la compression, ce qui diminue le rendement du procédé et détériore la surface de l'ébauche. Le caractère de la propagation des ondes plastiques dépend principalement de l'espèce du milieu intermédiaire, donc il importe qu'il soit pulvérulent ou élastique.

L'utilisation de l'eau en tant que milieu intermédiaire assure la propagation plus uniforme à l'intérieur de l'ébauche de la déformation plastique qui dépend du type de la charge et de sa disposition dans le milieu. L'explosion dans la couche d'eau entourant la charge, provoque la formation d'une onde de choc puissante qui se propage du centre de l'explosion à la vitesse supersonique. Les bulles de gaz engendrées par l'explosion, continuent à s'aggrandir radialement

et font diminuer progressivement la vitesse de propagation. La pression à l'intérieur des bulles diminue constamment et au moment déterminé devient inférieure à la pression du milieu ambiant. Dès ce moment, commence le processus inverse de compression des bulles gazeuses, qui dure encore après l'égalisation réitérative des pressions sous l'influence des forces d'inertie de la masse d'eau. La propagation de l'onde de choc est plus rapide que la croissance de la bulle de gaz. Pour cette raison l'onde est la première qui atteint la surface de l'ébauche, après quoi cette dernière commence à se déformer. Dans ces conditions une partie d'énergie se trouve absorbée et l'autre réfléchie. L'énergie absorbée est dépensée à la déformation élastique et plastique. En même temps il survient une dépression derrière l'ébauche (figure 8.21) due à l'action de l'onde réfléchie. Il en résulte l'apparition, au-dessus de l'ébauche, de la zone de cavitation *1* qui se compose du mélange de particules d'eau et de gaz. La cavitation est caractérisée par la constance de la vitesse de chaque particule à l'intérieur de la zone de cavitation *1*. La vitesse de déformation de l'ébauche en tôle est supérieure à la vitesse de ces particules. Au cours de la déformation cette vitesse atteint les valeurs qui peuvent influencer la vitesse des particules de la zone de cavitation.

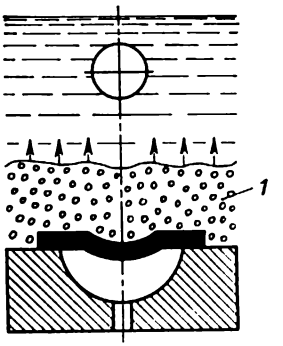


Fig. 8.21. Mouvement du liquide moteur lors de l'estampage par explosion

Par la suite, le milieu déformant entre en contact avec l'ébauche soumise à la déformation lente et lui cède son énergie cinétique. Après le transfert d'énergie, l'eau reste calme dans cette zone. On voit pénétrer de nouveau dans la couche d'eau les particules se formant par suite de l'accroissement du volume des bulles de gaz. Leur influence peut être déterminée par la mesure du degré de courbure de l'ébauche pour un laps de temps donné (il s'agit du choc hydraulique provoquant l'apparition de la seconde onde de choc).

Lors de la mise en forme par explosion dans le liquide le réservoir d'eau a les dimensions limitées et la cavitation peut être observée aussi au voisinage des parois du réservoir. L'explosion se produit à une profondeur relativement petite, et les bulles gazeuses atteignent la surface de l'eau. Ceci entraîne l'éjection des gaz en air avec la formation du jet d'eau mêlée aux produits de l'explosion. Deux types de jets apparaissent: le jet vertical et le jet radial. Le jet vertical se forme quand les bulles émergent lentement à la surface de l'eau. Le jet radial est caractérisé par une grande vitesse de remontée des bulles gazeuses. On peut éviter l'apparition des jets d'eau par le montage des treillis antijet sur la surface de l'eau.

Si l'on emploie le sable ou le caoutchouc en tant que milieu intermédiaire, on peut constater la présence du frottement élevé aux parties centrales de leurs masses qui empêche la propagation des ondes de déformation. A la périphérie de la pièce l'effet de l'impulsion de choc diminue proportionnellement au carré de la hauteur de la suspension de la charge. Tout cela crée des conditions pour la concentration de l'effort dans la zone centrale de l'ébauche. Pour cette raison les charges puissantes peuvent causer la destruction de l'ébauche à proximité du bord de la matrice. L'avantage de l'eau en tant que milieu intermédiaire réside dans le haut rendement du processus et dans les vitesses de déformation et les pressions élevées (de 100 fois supérieures par rapport à celles observées dans l'air).

Dans la mise en forme par explosion sont couramment utilisées les matières explosives brisantes dont les avantages sont les suivants : la forte puissance, la haute vitesse de l'onde de choc, la fiabilité de fonctionnement et l'aisance d'emploi, la cinématique de l'explosion bien étudiée. Certains paramètres principaux des explosifs le plus fréquemment utilisés (explosifs brisants) sont rassemblés au tableau 8.8.

Tableau 8.8

Principaux paramètres des explosifs brisants

Explosif	Densité, g/cm³	Vitesse de détonation, m/s
Ammonite	0,9	2700
Amatolite 50/50	1,55	6450
Pentholite 50/50	1,65	7450
Cyclonite	1,70	8350
Tétryl	1,71	7860
Trinitrotoluène	1,56	6900

Outre les matières explosives, on emploie aussi les mélanges explosifs gazeux, liquides et solides. Les études portant à évaluer l'efficacité d'un tel ou tel type de source d'énergie prouvent les avantages évidents des explosifs par rapport à d'autres sources d'énergie [38], [41]. Les matières explosives sont les produits disponibles et peu coûteux. Du fait de leur puissance illimitée elles conviennent le plus et sont jugées irremplaçables pour la mise en forme de grosses pièces à parois épaisses. La forme de la charge doit assurer l'action optimale des efforts sur l'ébauche. Elle dépend du type du diagramme des efforts agissant sur l'ébauche, qui détermine le caractère de l'écoulement du métal au cours du façonnage.

A ce jour il est jugé bon d'utiliser la charge concentrée qui assure la répartition uniforme des efforts sur toute la surface de l'ébauche

et la meilleure précision de la mise en forme. Certaines firmes occidentales emploient les charges qui sont moins denses que les charges habituellement recommandées. Elles ont un contact direct avec l'ébauche, agissent sans le milieu intermédiaire et permettent de régler très précisément l'étendue de l'impulsion (par variation de la densité de la charge) et la durée de l'impulsion (par variation de la masse de la charge).

Pour parvenir à la meilleure sécurité du façonnage par explosion, H. Hortel et D. Kuppin ont proposé de renoncer à l'explosif brisant en faveur de l'explosif pulvérulent. La combustion de 1 g d'un tel explosif fournit la même quantité d'énergie que 1 g de l'explosif brisant. Cependant le processus de libération de l'énergie en est différent. L'explosif pulvérulent brûle dans l'air sans la formation des bulles gazeuses. En brûlant sur la surface de l'ébauche, il fait échapper des gaz qui, étant fortement comprimés, exercent sur l'ébauche la même action que provoque l'explosion de la matière explosive brisante dans le liquide. Le choix des formes optimales de la charge de l'explosif pour la mise en forme a pour but l'obtention de la répartition uniforme des pressions sur la surface de l'ébauche à condition de la mise en jeu complète de l'énergie explosive. Certaines firmes ont essayé les charges en tôles qui peuvent être découpées et assemblées pour prendre une forme désirée. Ces charges sont étanches, peuvent être utilisées pour le calibrage de la pièce et ont la vitesse d'onde explosive égale approximativement à 700 m/s [46]. On a essayé aussi la matière explosive liquide « Aerex » dont la vitesse de détonation est de 6000 à 6600 m/s.

Principaux paramètres technologiques de la mise en forme par explosion dans le liquide. Le régime et les conditions du façonnage par explosion dans le liquide sont fonctions des paramètres essentiels suivants: le type de l'explosif, ses masse, densité et forme; la disposition de la charge au-dessus de l'ébauche, le niveau de liquide, la force de serrage de l'ébauche et sa manière d'agir; le diamètre du réservoir, l'épaisseur de l'ébauche.

La masse de l'explosif est un paramètre important du procédé. Son choix correct détermine non seulement l'efficacité technique et économique, mais les possibilités technologiques du procédé. Beaucoup d'ouvrages sont consacrés au problème de la détermination analytique de la quantité d'explosif. Presque chaque ouvrage contient l'analyse de la mise en forme réalisée en une seule phase par une charge concentrée. Selon la méthode de Y. Alexeev on résout les équations de mouvement, tandis que les méthodes de Y. Navaguine et de R. Pikhtovnikov sont basées sur les considérations énergétiques.

La comparaison des données calculées par les méthodes différentes met en évidence quelques distinctions entre ces données. Dans certains cas, la masse de la charge, déterminée par l'une des métho-

des, peut différer de 2 fois de celle calculée selon l'autre méthode. La charge doit être d'une masse optimale, puisque tout dépassement de la masse peut amener à la détérioration de l'équipement. De l'autre côté, la quantité d'explosif doit être suffisante pour réaliser la déformation de l'ébauche. Pour la détermination exacte de la quantité nécessaire d'explosif il faut prendre en compte tous les phénomènes liés à l'expansion des produits de combustion, à la propagation de l'onde de choc dans le milieu liquide, à la diffraction et la réflexion de l'onde, à l'action des forces d'inertie, etc. Parfois il s'avère impossible de décrire mathématiquement la diversité de ces phénomènes et leurs dépendances mutuelles. En partant des considérations énergétiques, pour le calcul de la quantité d'explosif il faut déterminer le travail accompli par la déformation.

Pour déterminer le travail spécifique, on emploie une approximation par puissance du diagramme des contraintes vraies

$$\sigma_i = B\varepsilon_i^{\alpha}, \tag{8.50}$$

où σ_i et ε_i sont les intensités de l'état de contrainte et de l'état déformé ; α et B, les constantes d'approximation.

Dans ce cas le travail spécifique

$$\alpha_i = B\varepsilon_i^{1+\alpha}/(1 + \alpha), \tag{8.51}$$

donc, pour déterminer ce travail, il faut savoir l'intensité de la déformation. Le plus souvent, lors de la déformation du fond de la pièce l'intensité moyenne de la déformation est égale à

$$\varepsilon_{i\ \mathrm{moy}} = \frac{4}{3}\frac{f^2}{r_0^2}, \tag{8.52}$$

f étant la flèche de la pièce et r_0, le rayon initial de l'ébauche.

Les études menées en vue de déterminer l'influence de la charge sur la répartition de la déformation, montrent que la charge cylindrique (le rapport de la hauteur au diamètre étant 0,2 : 4,5), dont le diamètre constitue 0,1 du diamètre de l'ébauche, est optimale du point de vue de l'obtention des pièces de qualité. La charge plate réduit la possibilité de la formation des plis sur les surfaces latérales des pièces à parois minces. L'utilisation du cordon détonant au lieu de la charge concentrée permet de réduire la quantité d'explosif et de rapprocher au maximum la charge de l'ébauche.

Les essais industriels ont montré que la forme idéale de la charge est celle qui correspond à la forme de la pièce. Dans ce cas on peut disposer la source d'énergie à la distance minimale de l'ébauche, et l'onde plane qui se forme, est très puissante.

Lors de la déformation à l'aide d'une charge concentrée, la hauteur de la disposition de celle-ci au-dessus de l'ébauche dépend en grande mesure de l'épaisseur relative de la pièce. Plus la pièce est épaisse, plus petite doit être la distance entre la charge et l'ébauche

(0,1 à 0,3 du diamètre de l'ébauche). La hauteur de la charge est également choisie en partant de la nécessité d'obtenir une flexion maximale de l'ébauche avec la masse minimale de la charge. Outre cela, il faut assurer le façonnage uniforme de l'ébauche, alors que la vitesse de déformation doit être inférieure à celle critique, liée à la nature du métal. Par exemple, les aciers alliés exigent la disposition plus haute de la charge que les aciers au carbone. Il y a une tendance à choisir la hauteur de la suspension de la charge en fonction de la section de passage de la matrice. Certains auteurs affirment que la hauteur de la disposition de la charge dans la section de passage doit constituer 0,5 à 1,0 de la dimension de l'orifice de passage de la matrice, car l'augmentation de la hauteur conduit à l'augmentation de la masse de la charge, et cette masse s'avère déterminante dans le choix de la robustesse et de l'encombrement des équipements technologiques.

En choisissant l'épaisseur nécessaire de la couche d'eau au-dessus de l'ébauche, on tient compte de la valeur de la pression de travail. Cette épaisseur doit être telle que l'onde réfléchie serait capable d'atteindre l'ébauche durant le laps de temps plus long que l'onde de choc directe. Les calculs faits à ce sujet par R. Pikhtovnikov donnent la hauteur minimale de la couche d'eau :

$$L_{\min} = 35C_0\, 10^{-4} G^{1/3}\, (H/G^{1/3})^{0,24}, \qquad (8.53)$$

où C_0 est la vitesse du son dans l'eau ; G, la masse de la charge sphérique ; H, la distance entre la charge et l'ébauche.

L'élimination des conditions provoquant la formation des plis sur la pièce constitue l'un des problèmes importants et de grande complexité sur la voie de l'implantation du façonnage par explosion dans l'industrie. Afin d'éviter l'apparition des plis, il est recommandé d'appliquer les méthodes usuelles de serrage des ébauches à l'aide de vis, étriers, coins, etc.

La puissance et le caractère de l'onde de choc sont sensiblement influencés par le type du réservoir. Dans le réservoir dont le diamètre est égal (ou supérieur) au diamètre de la pièce à façonner, il se forme une onde de choc importante réfléchie sur les parois du réservoir. Si le diamètre du réservoir est grand, l'effet de l'onde réfléchie est faible et l'on peut le négliger. Dans les conditions industrielles il est recommandé d'utiliser les réservoirs dont le diamètre dépasse de 3 à 4 fois le diamètre de la pièce usinée.

Equipement technologique pour la mise en forme par explosion dans le liquide. L'équipement technologique joue un rôle primordial dans la mise en forme par explosion. Il comprend les installations fixes, l'outillage, l'équipement auxiliaire et les moyens de protection. Les installations fixes regroupent les réservoirs fixes non récupérables qui ne servent qu'une fois, les réservoirs-matrices, les chambres blindées, etc. Ce sont les réservoirs fixes qui ont trouvé

le plus large emploi dans la fabrication d'une vaste nomenclature des produits.

L'équipement principal fixe pour la mise en forme des ébauches par explosion doit assurer la conservation du liquide de travail dans le foyer de déformation, la protection sismique maximale des bâtiments industriels voisins, de l'équipement technologique et des bâtiments sociaux ; la sécurité totale du personnel de service, la commodité opérationnelle, la productivité du travail et l'utilisation rationnelle des moyens de mécanisation et d'automatisation. Les formes géométriques des réservoirs fixes peuvent être très variées. On fabrique les réservoirs à base rectangulaire, sous forme de cylindre, de cône ou de pyramide tronqués. En ce qui concerne le matériau de construction employé, les réservoirs peuvent être métalliques, en béton armé, en briques, etc. Suivant le procédé de montage, on distingue les réservoirs enfoncés dans le sol avec ou sans fondation ou bien les réservoirs montés sur le sol avec ou sans fondation.

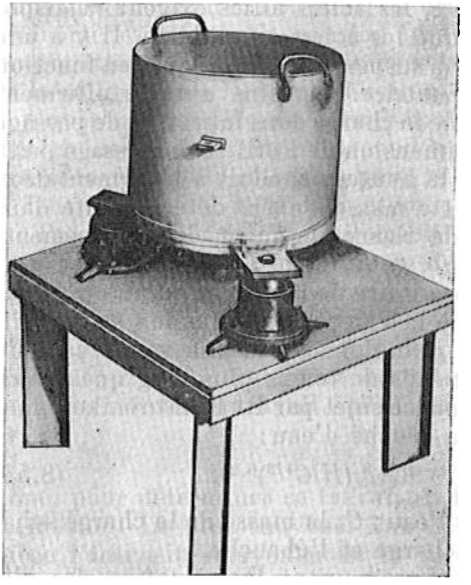


Fig. 8.22. Container pour le traitement par explosion dans le liquide, monté sur les amortisseurs

Ces installations fixes possèdent certains inconvénients, dont les plus essentiels sont énumérés ci-dessous :

— les déplacements non contrôlés du réservoir monté sur le matelas en sable ou sur la fondation en ciment ;

— l'action sismique élevée sur le sol et les bâtiments et équipement entourant le réservoir ;

— la possibilité de la fissuration, surtout dans les réservoirs en briques ou en béton ;

— l'incurvation des murs due au mauvais centrage de la charge ;

— les projections du liquide de travail ;

— l'enfoncement du réservoir si celui-ci est monté directement sur le sol.

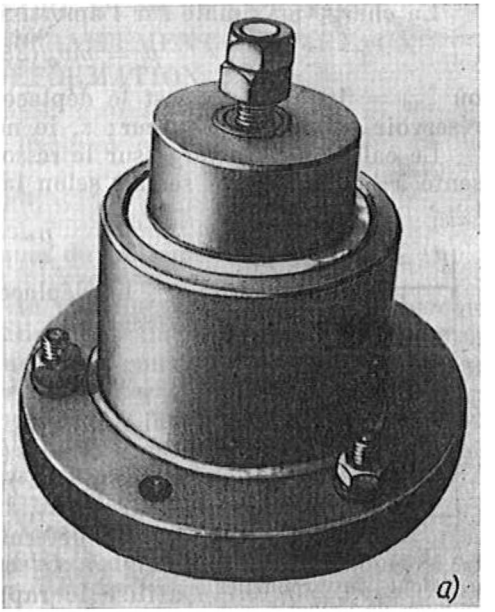
Ces inconvénients peuvent en partie être compensés ou, dans certains cas, complètement éliminés grâce au montage de l'équipe-

ment fixe sur les amortisseurs sous forme de ressorts hélicoïdaux ou coniques (figure 8.22) [41].

A la figure 8.23 sont montrés la vue générale et le schéma de l'amortisseur avec les ressorts à rondelles coniques. Ces amortisseurs sont les plus fiables en exploitation, et leur amplitude d'oscillations est de 0,8 à 1,2 mm, ce qui réduit au mieux l'action sismique.

Méthode de choix et de calcul des paramètres de la liaison élastique et de la fondation pour le réservoir fixe utilisé dans le façonnage par explosion. La détermination de la pression et de la durée de l'impulsion explosive pour une quantité donnée d'explosif se fait selon les différentes méthodes [41]. Pour calculer la vitesse initiale de déplacement du liquide de travail dans le réservoir, on emploie le théorème sur les impulsions et le théorème sur le changement de l'énergie cinétique, compte tenu du fait que l'ébauche et la matrice absorbent jusqu'à 60 % d'énergie explosive [41] dans le cas de la présence de la liaison élastique. Alors, la vitesse initiale du liquide de travail est calculée à l'aide de la formule

$$v_0 = J\sqrt{k/m}, \qquad (8.54)$$



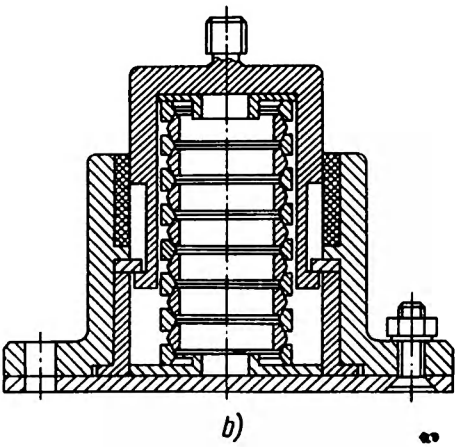


Fig. 8.23. Amortisseur avec les ressorts à rondelles coniques :
a, vue générale ; *b*, schéma

où k est le coefficient tenant compte de l'absorption de l'énergie par l'ébauche et par la matrice ($k \approx 0{,}4$) ; m, la masse de liquide.

La charge maximale sur l'amortisseur

$$p = mv_0/(2\xi_{ad}z), \tag{8.55}$$

où $\xi_{ad} = 10$ à 20 mm est le déplacement maximal admissible du réservoir suivant la hauteur; z, le nombre d'amortisseurs.

Le calcul de la charge sur le ressort à rondelles coniques représenté à la figure 8.24 se fait selon la formule

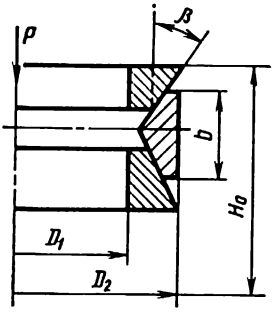


Fig. 8.24. Schéma pour le calcul des rondelles coniques de l'amortisseur

$$p = \frac{\pi b\,(\mathrm{tg}\,\beta + \mathrm{tg}\,\rho)\,\Delta D}{4}\,\sigma_r. \tag{8.56}$$

Le déplacement admissible du jeu de ressorts

$$\xi = \frac{n-1}{2}\,\frac{\Delta D}{\mathrm{tg}\,\beta E}\,\sigma_r. \tag{8.57}$$

Ici $\Delta D = D_1 - D_2$; β est l'angle conique des rondelles (14 à 17°); ρ, l'angle de frottement (8 à 12°); n, le nombre de ressorts (rondelles); σ_r, la limite de résistance.

En déterminant les dimensions des ressorts (b, D_1 et D_2) (voir figure 8.24), on utilise le rapport

$$b/D_2 = 1/6 \div 1/5; \quad \Delta D/b = 1/5, \tag{8.58}$$

où b est l'épaisseur de la rondelle. Après avoir déterminé les dimensions, on procède au calcul de la contrainte dans les ressorts, et ensuite, en se référant aux formules (8.56) et (8.57), on vérifie la possibilité de l'obtention, par le jeu de ressorts choisi, du déplacement maximal nécessaire qui est calculé selon la formule

$$\xi_{max} = \frac{n-1}{2}\,\frac{4p}{\pi b\,\mathrm{tg}\,\beta\,(\mathrm{tg}\,\beta + \mathrm{tg}\,\rho)}\cdot\frac{D_2 - D_1}{D_2 - 1}. \tag{8.59}$$

Si l'équation (8.59) n'est pas satisfaite, il faut changer le nombre et les dimensions des rondelles et procéder de nouveau au calcul du jeu de ressorts.

Pour la charge calculée maximale admissible la distance axiale minimale entre les rondelles est adoptée égale à $\lambda_{min} \geqslant 1{,}0$ mm.

La longueur totale du ressort non chargé est déterminée selon la formule

$$H_0 = \frac{n-1}{2}\,(b + \lambda_{min}) + \xi_{max}. \tag{8.60}$$

En période d'exploitation il est recommandé de lubrifier les amortisseurs par le graphite colloïdal mêlé à la matière lubrifiante.

Chapitre 9

FROTTEMENT, USURE ET DURÉE DE VIE DES OUTILS LORS DU TRAITEMENT DES MÉTAUX PAR DÉFORMATION

9.1. Bases théoriques du frottement externe

Le frottement externe a été et demeure l'objet des recherches expérimentales et des généralisations théoriques de beaucoup de savants. Malgré l'existence d'un grand nombre d'ouvrages théoriques consacrés à l'analyse du frottement externe, l'interprétation de certains problèmes n'est pas unanime.

On peut généraliser les conclusions théoriques et les données expérimentales connues (tableau 9.1) obtenues dès le XVe siècle, sous forme de six principales théories de frottement:

1. Théorie mécanique. Cette théorie est basée sur les études expérimentales et théoriques de Léonard de Vinci, de S. Amontons, de A. Parent, de N. Euler et al.
2. Théorie moléculaire, dont les fondateurs sont J. Désaguliers, B. Dériaguine et al.
3. Théorie moléculaire-mécanique, proposée par C. Coulomb, I. Kraguelski, P. Rebinder et al.
4. Théorie de la résistance au cisaillement des couches superficielles, développée par P. Bridgman, G. Epifanov et al.
5. Théorie du frottement fluide créée par I. Newton, N. Petrov et al.
6. Loi de frottement généralisée de E. Issatchenkov.

Théorie mécanique. Cette théorie est basée sur la supposition que les forces de frottement sont proportionnelles à la pression normale et ne dépendent pas des dimensions de la surface de contact. Cette loi est exprimée par la relation d'Amontons:

$$T = \mu N, \tag{9.1}$$

où T est la force de frottement; μ, le coefficient de frottement; N, la pression normale.

Les inconvénients de cette théorie consistent en ce que les saillies et les creux sur les surfaces de contact sont supposés absolument durs et parfaitement élastiques.

On emploie cette loi pour le calcul des forces de frottement entre les pièces et, dans certains cas, pour l'analyse des régimes du traitement des métaux par déformation dans le cas de faibles valeurs des pressions.

Tableau 9.1

Conclusions théoriques sur le mécanisme du frottement externe

Année de la création	Auteur	Principaux postulats
1482-1499	Léonard de Vinci	Le frottement dépend de la rugosité des surfaces en contact. Moins la surface est rugueuse, moins grand est le frottement. La force de frottement de glissement constitue 1/4 de poids du corps : $T = N/4$.
1699	S. Amontons	Le frottement dépend de la pression normale et ne dépend pas des dimensions des surfaces en contact
1703	A. Parent	La réaction d'appui en présence du frottement de repos s'écarte d'un certain angle de la normale à la surface de contact. Cet angle est l'angle d'équilibre : $\operatorname{tg} \beta = T/N$.
1720	I. Newton	La loi du frottement fluide, selon laquelle le frottement est directement proportionnel à la viscosité η, à l'aire de la surface de contact F et à la vitesse de glissement v et inversement proportionnel à l'épaisseur h de la couche de lubrifiant : $T = \eta v F/h$.
1724	Leopold	Dans le cas du glissement entre les surfaces sèches la force de frottement dépend de la nature des corps en glissement, de la rugosité de leurs surfaces et de la direction du glissement.
1724	F.-J. de Camus	Le frottement varie en fonction de la pression, du type de matériau et du type de lubrifiant.
1738	J. T. Désaguliers	Les forces de frottement sont dues à l'interaction moléculaire des surfaces de contact des corps en frottement.
1748	N. Euler	La force de frottement se manifeste sur les surfaces de contact des corps en frottement. Son sens est contraire à celui du glissement. Le coefficient de frottement en état de glissement est inférieur au coefficient de frottement en état de repos. Lors du passage du corps de l'état de repos à l'état de mouvement, la force de frottement varie par saut.
1781	C. Coulomb	Le coefficient de frottement externe est la fonction de la vitesse de glissement, de la composition du matériau et du type de lubrifiant. La loi de frottement nommée plus tard loi de Coulomb-Amontons s'écrit comme suit : $T = \mu N + A$, où A est le facteur tenant compte de la cohésion mécanique.

Tableau 9.1 (suite)

Année de la création	Auteur	Principaux postulats
1894	N. P. Petrov	Le frottement est subdivisé en quatre catégories : frottement sec, demi-sec, demi-fluide et fluide. La création de la théorie hydrodynamique du frottement.
1919	W. Hardy	Le frottement entre deux surfaces absolument lisses est maximal.
1934	B. V. Dériaguine	La généralisation de la théorie moléculaire du frottement sur la base des représentations moléculaires du processus de frottement.
1939	F. P. Bowden	Le frottement est accompagné de soudages locaux sur la surface de contact qui déterminent les particularités du frottement externe.
1949	I. V. Kraguelski	La création de la théorie moléculaire-mécanique du frottement externe.
1957	P. A. Rebinder	La révélation des phénomènes physiques et chimiques ayant lieu sur la surface de contact en présence de lubrifiant et l'étude des particularités de ces phénomènes.

Théorie moléculaire. Elle est généralisée par V. Dériaguine et s'exprime par l'équation suivante :

$$T = \mu (N + p_0 s_r), \tag{9.2}$$

où p_0 est la pression; s_r, la surface réelle de contact dans la zone d'action des forces d'adhésion moléculaires (l'aire de la surface de cisaillement).

Cette équation diffère de la loi d'Amontons par la présence du terme $p_0 s_r$ qui tient compte de l'influence des forces moléculaires sur le frottement. En l'absence des forces moléculaires, c'est-à-dire pour $p_0 = 0$, ou lorsque la surface de contact sur laquelle agissent ces forces est nulle, c'est-à-dire pour $s_r = 0$, l'équation devient identique à l'équation d'Amontons.

De l'équation (9.2) il découle également que si l'effort normal $N = 0$, la force de frottement

$$T = \mu p_0 s_r, \tag{9.3}$$

autrement dit, c'est la force nécessaire dans certains cas à la séparation des corps en frottement.

Le schéma proposé du mécanisme de frottement se rapporte au cas idéal du glissement pur et laisse à part le phénomène d'attrition

des surfaces, l'écrouissage du métal, son hétérogénéité, etc. La théorie moléculaire ne résout pas un certain nombre de problèmes liés au frottement. Par exemple, dans le cas d'assemblage compact des atomes (ce qui est une chose presque irréelle dans les métaux à structure polycristalline), c'est-à-dire quand les atomes de la surface en frottement supérieure remplissent d'une façon compacte les creux formés par les atomes de la surface en frottement inférieure, l'inclinaison maximale possible de la frontière séparant le contact supérieur entre les atomes est égale à 30°, ou le coefficient de frottement maximal possible dans le cas idéal $\mu = 0{,}57$. Donc, en se basant sur la théorie moléculaire du frottement, on peut conclure que dans le cas des corps réels le coefficient de frottement ne doit pas dépasser 0,57, ce qui est en contradiction avec la pratique. Pour cette raison cette théorie n'éclaircit pas pleinement le mécanisme de frottement. G. Epiphanov remarque que « le fait le plus spectaculaire, qui ne s'accorde pas aux résultats de l'expérience, consiste en ce que le terme principal de l'équation qui définit la force de frottement, ne dépend pas, dans la théorie de B. Dériaguine, des dimensions réelles de la surface de contact s_r entre les corps en frottement, et que le terme définissant l'adhésion, qui dépend des dimensions de cette surface, ne découle pas des postulats de la loi d'Amontons, mais est basé sur la dérogation à cette loi. »

F. P. Bowden explique les lois de frottement en supposant que dans le cas du contact mutuel de deux corps une partie des saillies des surfaces en contact se trouvent soudées, et que le frottement entre les surfaces métalliques ne peut être considéré comme un phénomène purement superficiel. Lors du glissement on voit se former et se décomposer de grosses (en comparaison d'une molécule) agglomérations des métaux. Outre cela, si la dureté des surfaces en frottement n'est pas la même, la surface plus dure égratigne la surface moins dure avec la force T_{eg}.

Conformément à ces raisonnements, la force de frottement est définie comme la somme de la force T_s, qui doit être appliquée pour cisailler les portions soudées, et de la force T_{eg}, qui est due à l'action mécanique du métal plus dur sur le métal moins dur:

$$T = T_s + T_{eg}; \quad T = \tau_{cis} s_s + \tau_0 s, \tag{9.4}$$

où τ_{cis} est la résistance au cisaillement dans le domaine des portions soudées ; s_s, la surface des portions soudées ; τ_0, la résistance au cisaillement aux zones de la cohésion mécanique ; s, la surface des égratignures.

La différence dans l'interprétation du mécanisme de frottement de Bowden et de Dériaguine concerne le rôle des forces d'adhésion dans la force de frottement. Selon Bowden, la cause essentielle responsable de l'apparition de la force de frottement est la soudure des métaux, tandis que Dériaguine insiste sur le rôle prépondérant de

l'adhésion. Bowden affirme que la force de frottement est une grandeur variable du fait du caractère intermittent du cisaillement des portions soudées qui se forment sans cesse sur la surface de contact. Dans la plupart des cas les dimensions des égratignures sur les corps durs sont très petites; pour cette raison, on peut négliger le second terme dans l'équation de Bowden qui s'écrit dans ce cas

$$T = \tau_{cis} s_s,$$

et si l'on accepte que

$$s_s = N/\sigma_{ec},$$

où σ_{ec} est la limite d'écoulement, on obtient:

$$T = \tau_{cis} N/\sigma_{ec}. \tag{9.5}$$

Cette équation est identique à la loi d'Amontons. Une particularité de cette expression, qui la distingue de la loi d'Amontons, consiste en ce que Bowden inclut les caractéristiques mécaniques des corps en frottement comme un facteur dans l'équation de calcul des forces de frottement. On peut reprocher à la théorie de Bowden son affirmation que l'adhésion n'est pas la cause première de l'apparition du frottement, et l'interprétation du frottement comme un processus idéal de soudage et de grippage. Elle ne tient pas compte du caractère réel du frottement au cours duquel les particules, se détachant de la surface par suite de grippage mécanique, agissent comme des corps abrasifs dont les propriétés physiques dépendent du matériau des corps en frottement. De plus, les propriétés mécaniques des surfaces en frottement diffèrent de celles du métal de base et elles varient constamment du fait de la modification de l'état de contrainte, de l'apparition et de la destruction des zones renouvellées sur la surface de contact.

Théorie moléculaire-mécanique. Selon l'affirmation de I. Kraguelski, c'est Coulomb qui peut être considéré comme fondateur de cette théorie du fait qu'il a complété l'équation d'Amontons par la constante A ($T = \mu N + A$). Cette constante tient compte de la variation du frottement due à la cohésion entre les surfaces en frottement.

Kraguelski met en évidence la nature duale du frottement. Cette dualité se traduit par l'action simultanée de la cohésion mécanique et de l'attraction moléculaire et se décrit par l'équation

$$T = S_r(\alpha + \beta q) = \alpha s_r + \beta N, \tag{9.6}$$

où α et β sont les paramètres de frottement liés aux caractéristiques mécaniques et physiques des corps en frottement; q est la pression. En divisant cette équation par la valeur de l'effort normal N, on obtient le coefficient de frottement externe

$$\mu = T/N = \alpha s_r/N + \beta \tag{9.7}$$

qui se compose de deux termes: $\alpha s_r/N$ et β. C'est notamment le premier terme qui sert de correction de la loi d'Amontons. L'équation de Kraguelski est difficile à vérifier expérimentalement en raison de l'absence d'une méthode d'appréciation authentique du degré de cohésion des surfaces en contact et de la valeur des forces d'adhésion. Les équations pour la détermination de s_r déduites par Kraguelski et Bowden apportent des inconnues supplémentaires, ce qui ne permet pas de représenter d'une façon certaine le mécanisme de frottement.

L'équation (9.6) est en accord avec la mécanique du processus, mais elle ne prend pas en compte la nature physique et chimique des phénomènes qui de préférence donnent naissance au frottement. La supposition que les microaspérités des surfaces de contact sont absolument solides ou parfaitement élastiques n'est pas exacte et ne se confirme pas par les essais sur les corps réels. L'équation n'explique pas le fait que les forces de frottement augmentent à mesure que la rugosité des surfaces en frottement diminue.

Théorie de la résistance au cisaillement des couches superficielles. Elle est proposée par N. Counine, P. W. Bridgman, G. Epifanov et al. [21], [25]. Ces auteurs partent de la conception du rôle prépondérant de la résistance au cisaillement des couches en contact dans l'origine des forces de frottement. Ainsi, selon Epifanov, l'interaction de deux corps solides sur la surface de contact, faisant apparaître les forces de frottement, se réduit en principe à l'attraction moléculaire entre les surfaces, à la cohésion des aspérités et au transfert des éléments d'une surface en contact à l'autre. Dans tous ces types de l'interaction la résistance au cisaillement des couches minces superficielles des corps solides

$$\vec{T} = s_r \tau_{cis} \tag{9.8}$$

est une force principale, que les deux corps en mouvement relatif doivent vaincre.

La résistance au cisaillement est calculée à l'aide de la formule [33]:

$$\tau_{cis} = \tau_0 + k\sigma_n, \tag{9.9}$$

où $k = d\tau_{cis}/(d\sigma_n)$ est un coefficient tenant compte de la dépendance entre la contrainte de cisaillement et la contrainte normale; σ_n, la contrainte normale.

La résolution des équations (9.8) et (9.9) donne une expression suivante pour la détermination de la force de frottement:

$$T = \tau_0 s_r + k\sigma_n s_r. \tag{9.10}$$

Le premier terme de l'équation (9.10) décrit la variation de la force de frottement en fonction des variations des dimensions réelles de la surface de contact s_r sur laquelle on observe le cisaillement, et

le second terme tient compte de l'influence de la contrainte normale sur la résistance au cisaillement par l'intermédiaire du coefficient k.

En supposant que $s_r = N/\sigma_n$ et en introduisant cette expression dans la formule (9.10), on obtient

$$T = (\tau_0/\sigma_n + k)\, N. \qquad (9.11)$$

Les adeptes de cette théorie estiment que le coefficient de frottement ne peut pas dépasser 0,57 et qu'il existe une limite bien déterminée des valeurs du coefficient de frottement externe. Ils s'appuient sur la théorie des contraintes tangentielles maximales de Tresca et sur la théorie de l'indépendance de l'énergie potentielle de von Mises et de Hencky.

L'influence des facteurs différents sur τ_{cis} n'est pas encore suffisamment étudiée par les fondateurs de cette théorie. La résistance au cisaillement est déterminée sous la forme de l'équation (déduite par Kraguelski sur la base des expériences faites par Bridgman), dans laquelle on tient compte seulement de l'influence de la contrainte normale avec la supposition de la variation linéaire de τ_{cis}:

$$\tau_{cis} = \frac{d\tau_{cis}}{d\sigma_n}\,\sigma_n + \tau_0. \qquad (9.12)$$

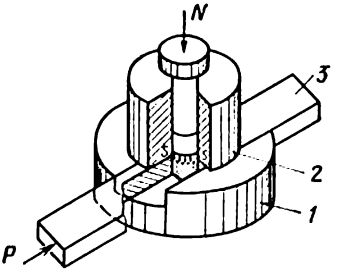


Fig. 9.1. Schéma de l'appareil pour la mesure de la contrainte de cisaillement en fonction de la pression

Si l'on prend en considération l'influence de la vitesse, de la température et de la pression normale sur τ_{cis}, on peut écrire

$$d\tau_{cis} = \frac{\partial\tau_{cis}}{\partial\sigma_n}\, d\sigma_n + \frac{\partial\tau_{cis}}{\partial w_{moy}}\, dw_{moy} + \frac{\partial\tau_{cis}}{\partial t}\, dt, \qquad (9.13)$$

où w_{moy} est la vitesse moyenne de glissement sur la surface de contact; t, la température de la surface de contact.

En supposant qu'au cours de la déformation plastique des métaux la température reste constante, donc $dt = 0$, on obtient

$$d\tau_{cis} = \frac{\partial\tau_{cis}}{\partial\sigma_n}\, d\sigma_n + \frac{\partial\tau_{cis}}{\partial w_{moy}}\, dw_{moy}. \qquad (9.14)$$

Pour apprécier l'influence de la pression sur la contrainte de cisaillement, une étude a été réalisée à l'Institut de technologie des constructions mécaniques de Sofia (figure 9.1). La zone de déformation, c'est-à-dire le plan de cisaillement SS, est disposée entre le coulisseau *3* et la surface de la douille *2* qui est fixée rigidement sur le plateau principal *1*. L'effort normal N est créé par une presse hydraulique de 25 tf, dont la construction assure la variation de la pression dans le temps, et la force de cisaillement est générée par le

mécanisme à genouillère fixé sur la presse. On a étudié les éprouvettes (∅6,5 × 12 mm) d'acier Ст3, d'aluminium et de cuivre, qui ont été comprimées respectivement par les efforts de 0 à 25 000 N, de 0 à 10 000 N et de 0 à 15 000 N.

Pour la mesure de la pression normale et de la force de cisaillement on a utilisé le convertisseur extensométrique « Hottinger ». La valeur mesurée de la force de cisaillement se présente comme la somme de la force de cisaillement de l'éprouvette dans le plan SS, de la force

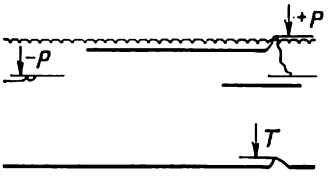


Fig. 9.2. Oscillogrammes types de la variation de l'effort de pression P et de la force de cisaillement T

de frottement entre le coulisseau et la douille et de la force d'inertie due au déplacement non uniforme du mécanisme à genouillère de la presse.

Il est évident que dans ce cas

$$T_{cis} = \tau_{cis} S_{cis} + 2N\mu + m\frac{d^2x}{d\tau^2}. \qquad (9.15)$$

où T_{cis} est la force de cisaillement sommaire; S_{cis}, la surface de cisaillement; m, la masse du mécanisme à genouillère; x, la distance parcourue par le coulisseau; τ, le temps.

Etant donnée une masse faible du mécanisme à genouillère, animée d'un mouvement de va-et-vient, on peut négliger la force d'inertie. On néglige aussi la force de frottement entre le coulisseau et la douille à cause des dimensions petites de ceux-ci. Alors l'équation (9.15) s'écrit comme suit:

$$T_{cis} = \tau_{cis} S_{cis}. \qquad (9.16)$$

Les essais ont été réalisés à la température de 20 °C.

Les oscillogrammes types, montrant la variation de l'effort de pression et de la force de cisaillement sont représentés à la figure 9.2. Les résultats de l'interprétation des oscillogrammes sont montrés à la figure 9.3.

Les essais avec les éprouvettes d'acier (Ст3) n'ont pas confirmé le caractère linéaire de la variation de la force de cisaillement en fonction de l'effort de pression, ce qui ne s'accorde pas aux concepts théoriques qui prévoient la loi linéaire de cette variation. Les études ont montré que la courbe exprimant la relation entre τ_{cis} et σ_n possède un maximum qui coïncide à peu près avec la limite d'écoule-

ment du matériau (figure 9.4). Dans le domaine des déformations élastiques de compression, l'augmentation de la contrainte normale dans l'éprouvette conduit à l'accroissement de la contrainte de cisaillement. Dans le domaine de la déformation plastique on observe

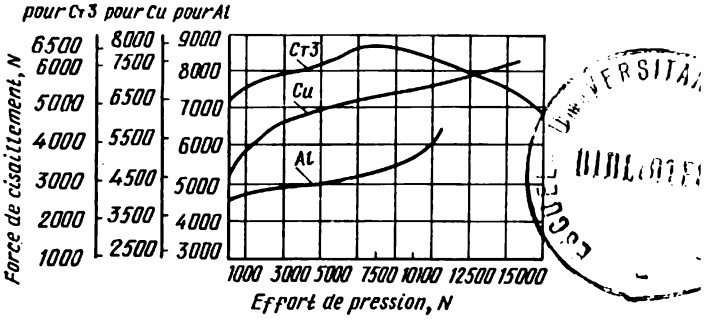


Fig. 9.3. Variation de la force de cisaillement en fonction de l'effort de pression pour différents matériaux

le phénomène contraire: la contrainte de cisaillement τ_{cis} diminue à mesure que la contrainte normale s'accroît (figure 9.4). Vu que dans le cas du frottement qui a lieu au cours de la déformation plastique du métal on ne peut pas négliger une variation de la contrainte de cisaillement dans le domaine plastique, il convient de prendre en compte une autre branche de la courbe dans les calculs du frottement.

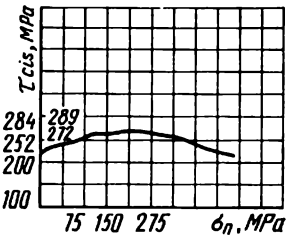


Fig. 9.4. Variation de la contrainte de cisaillement en fonction de la contrainte normale

Théorie du frottement fluide. Lors du traitement des métaux par déformation le frottement fluide a lieu quand on emploie une matière lubrifiante liquide qui mouille la zone de contact entre l'outil et le métal à former, en séparant les surfaces de contact.

La force de frottement dans les couches profondes du liquide de lubrification peut être déterminée d'après l'équation de Newton

$$T = \eta v F/h. \tag{9.17}$$

De l'équation (9.17) on peut conclure que la force de frottement T ne dépend pas de la pression, mais elle dépend de l'aire de la surface de contact F, de la viscosité η de la matière lubrifiante, de la vitesse de glissement v et de l'épaisseur de la couche de lubrifiant h.

Loi de frottement généralisée de Issatchenkov. Cette loi s'exprime par l'équation

$$\tau = \mu q (1 - \gamma) + \eta \alpha v \gamma / dh, \qquad (9.18)$$

où τ est la force de frottement spécifique ; μ, le coefficient de frottement ; q, la pression ; γ, le coefficient de continuité de la couche de lubrifiant ; η, le coefficient de viscosité dynamique de la matière lubrifiante.

En analysant l'équation (9.18), on peut établir quelles conditions de frottement de contact surgissent sur la surface de l'ébauche en fonction du procédé de traitement des métaux par déformation. En l'absence de lubrifiant dans le foyer de déformation $\gamma = 0$, et cette situation satisfait à la loi de frottement sec, donc

$$\tau = \mu q.$$

Lorsque $\gamma = 1$ (ce qui correspond à la condition de la continuité de la couche de lubrifiant), la condition du frottement fluide se trouve remplie

$$\tau = \eta\gamma \, dv/dh.$$

Si les conditions du frottement de contact ne sont pas homogènes, c'est-à-dire lorsque $1 > \gamma > 0$, on peut parler des conditions du frottement à la frontière.

Particularités du frottement lors du traitement des métaux par déformation. Le frottement est un élément inévitable de tout procédé du traitement des métaux par déformation.

Le frottement qu'on observe lors du traitement des métaux par déformation influence [48] le caractère de l'état de contrainte du corps déformé et de l'outil ainsi que la répartition de la pression sur la surface de travail de l'outil ; il influe aussi sur la résistance à la déformation dans le volume de l'ébauche, la valeur absolue de l'effort de déformation, la consommation d'énergie lors du traitement des métaux par déformation, la tenue et l'usure de l'outil, l'état et la qualité de la surface de la pièce usinée, le caractère de développement et le degré d'irrégularité de la déformation, sur l'homogénéité de la structure interne et les propriétés de la pièce après traitement, la constitution du foyer de déformation et le déroulement du processus dans les différents procédés par déformation.

Le frottement observé dans le traitement des métaux par déformation diffère sensiblement du frottement ayant lieu entre les corps solides. Cela est dû aux particularités du frottement plastique se développant lors de la déformation plastique du métal usiné, à la déformation partielle des aspérités de l'outil, à la cohésion mécanique accrue entre les aspérités de la surface de contact, au glissement du métal par rapport au plan de contact (pour la plupart des types des foyers de déformation) et à la soudure. La soudure peut

être le résultat du glissement, des conditions thermiques du contact, de la pression, du renouvellement de la surface de contact, de la durée de frottement, etc.

Renouvellement de la surface de contact. Au cours de la déformation plastique du métal la surface de contact de l'ébauche usinée augmente (dans la majorité des cas), et son renouvellement n'est pas régulier. Le caractère de ces changements dépend du taux de déformation du métal et du procédé utilisé. En règle générale, lors

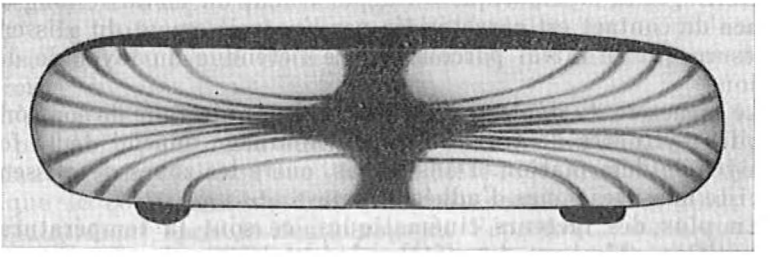


Fig. 9.5. Section transversale de l'ébauche soumise à l'aplatissement

de l'opération d'aplatissement, la surface de contact se trouve divisée en trois zones (figure 9.5): zone d'adhésion où il n'existe pas de renouvellement de la surface à l'exception de faibles déformations plastiques des sommets des aspérités du métal; zone de glissement où l'on observe des changements de la surface de la couche de contact et le renouvellement intense de la surface de contact; zone de la transformation de la surface latérale de l'ébauche en surface d'about dans laquelle au cours de la déformation plastique du métal il se produit aussi le renouvellement de la surface dont l'intensité dépend du rapport entre les dimensions de l'ébauche de départ.

Dans certains procédés par déformation la surface de contact diminue dans l'espace soumise à la déformation (pressage). Cette diminution est causée par la pénétration d'une partie de la couche superficielle de l'ébauche à la profondeur de celle-ci. Le mécanisme du changement de la surface de contact est aussi tout à fait différent. On peut constater également les modifications de la surface de contact dans d'autres procédés de traitement des métaux par déformation (cylindrage, estampage, laminage, tréfilage, etc.), mais chaque procédé donne une image spécifique de ces modifications.

Le renouvellement du métal dans la couche de contact au cours de la déformation plastique complique sensiblement les conditions du frottement et met en valeur le rôle des forces d'adhésion.

Cinématique du déplacement du métal sur la surface de contact. Le glissement du métal le long de la surface de contact est un phé-

nomène compliqué et spécifique à chaque procédé de traitement des métaux par déformation. Par exemple, lors de l'aplatissement on peut observer, en fonction des conditions du frottement de contact, les différentes combinaisons des zones d'adhésion, de glissement et des zones de transformation de la surface latérale de l'ébauche en surface d'about. Le glissement pur peut être observé lorsque le coefficient de frottement est minimal, ce qui se manifeste d'une façon particulièrement évidente lors de l'usinage hydroplastique. Le sens d'écoulement du métal est contraire à celui de la force de frottement. En tréfilage, la cinématique du déplacement du métal le long de la surface de contact est caractérisée par l'accroissement du glissement à mesure que le métal parcourt toute l'étendue du foyer de déformation.

Le caractère du déplacement du métal dans la zone de son contact avec les cylindres de travail lors du laminage dépend de la forme du foyer de déformation. Dans ce cas, outre les zones de glissement il existe aussi les zones d'adhésion.

En plus des facteurs cinématiques, ce sont la température, la composition chimique du métal usiné et la pression, qui exercent une influence considérable sur les particularités du frottement lors du traitement des métaux par déformation.

Types de frottement externe de déformation. Dans la littérature on peut rencontrer une classification tout à fait différente des types de frottement, mais en général ils sont subdivisés selon les critères cinématique (frottement au repos, frottement dynamique), physique (frottement entre les corps solides, frottement plastique) et selon la disposition des surfaces de frottement (frottement externe, frottement interne).

Une classification complète du frottement est donnée par Kraguelski [14] qui distingue:

— le frottement pur (l'absence d'impuretés sur les surfaces en frottement);

— le frottement sec (l'absence de lubrifiants dans la zone de contact);

— le frottement à la frontière;

— le frottement semi-fluide (lorsqu'il existe des contacts locaux aux endroits quelconques des surfaces en frottement);

— le frottement fluide (lorsqu'il existe une couche intermédiaire liquide entre les surfaces en frottement).

Lors du fonctionnement en commun des éléments de machine on crée d'habitude les conditions de frottement où une couche de lubrifiant sépare d'une façon sûre les surfaces en frottement. Les grandes vitesses de glissement et les efforts importants font apparaître le frottement à la frontière. Dans le cas du traitement des métaux par déformation il est presque impossible de créer les conditions de frottement fluide du fait de l'action de différents facteurs comme, par

exemple, les fortes pressions qui expulsent les lubrifiants de la zone de contact des surfaces, les hautes températures dans le foyer de déformation qui amènent à la diminution du pouvoir d'adsorption du lubrifiant et empêchent la formation d'une pellicule lubrifiante continue, etc. S. Goubkine a supposé que la lubrification hydrodynamique n'apparaît que lorsque les conditions spécifiques sont créées exluant l'expulsion du lubrifiant de l'interstice entre les surfaces en contact. Les conditions défavorables se développant lors du traitement des métaux par déformation, modifient la nature du frottement, à cause de quoi le frottement fluide se dégénère en frottement à la frontière. Le frottement à la frontière est un phénomène très souvent rencontré dans le traitement des métaux par déformation.

L'apparition du frottement sec entre les surfaces en contact est peu probable puisque la surface de l'ébauche est encrassée encore pendant sa fabrication. Pour illustrer cette idée, Goubkine a démontré que le coefficient de frottement du système acier-aluminium immédiatement après le dégraissage de l'éprouvette en aluminium est égal à 0,54 ; au bout d'un certain temps ce coefficient diminue jusqu'à 0,30 uniquement sous l'action de l'air atmosphérique. Du fait que les surfaces en contact et en frottement sont toujours polluées, on peut observer au cours de la déformation plastique des métaux le frottement d'adsorption au lieu du frottement sec (frottement en l'absence de la matière lubrifiante).

Dans les métaux soumis à la déformation plastique les deux types de frottement — le frottement à la frontière et le frottement d'adsorption — jouent un rôle important. Il est connu que l'adhésion des corps en frottement apparaît là où les pollutions telles que les gaz adsorbés, les liquides, les oxydes superficiels, sont éliminées, grâce à quoi les forces d'adhésion peuvent naître librement. Jusqu'à présent l'adhésion et son rôle dans le frottement externe lors du traitement des métaux par déformation ne sont pas étudiés. Certains métaux ont une faible aptitude à l'adhésion, par exemple, l'argent, le cadmium, l'indium, l'étain et le plomb. On voit donc que la part des forces d'adhésion dans le frottement dépend non seulement du degré de renouvellement du métal, du type de foyer de déformation, de la vitesse de déformation, mais aussi de la composition chimique du métal usiné.

9.2. Méthodes modernes de l'étude du frottement de déformation

Au cours du traitement par déformation le changement des conditions aux limites sur la surface de contact entre l'outil et le métal, lié au renouvellement de la surface, à la formation des zones d'adhésion et de glissement, n'est pas le même pour les différents métaux.

Dans la pratique, on emploie les différentes méthodes de l'étude de l'influence des facteurs susmentionnés sur les conditions de frottement. On peut les classer en deux groupes principaux:

1. Méthodes de l'étude des lois générales du frottement lors du traitement des métaux par déformation.

2. Méthodes de l'étude du frottement dans les différents procédés de traitement des métaux par déformation.

Etude des lois générales du frottement lors du traitement des métaux par déformation. L'une des méthodes la plus répandue, à l'aide de laquelle on cherche à découvrir certaines lois générales du frottement lors du traitement des métaux par déformation, est la méthode des percuteurs coniques [37]. Cette méthode ne prend pas en compte tous les facteurs déterminant le frottement externe, par exemple le fait que les dimensions de la surface de contact varient continuellement au cours de la déformation plastique et le fait que le glissement du métal au plan de contact et le taux de déformation dans le foyer de déformation sont différents dans les divers procédés de traitement des métaux par déformation.

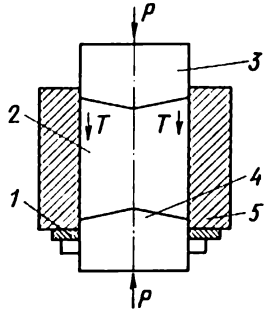


Fig. 9.6. Schéma de l'installation pour l'étude du frottement dû à la déformation, compte tenu des facteurs différents

Ces inconvénients sont en quelque mesure éliminés dans la méthode modifiée de l'étude des lois générales du frottement à l'aide de percuteurs coniques [37]. Cette méthode permet d'évaluer l'influence des facteurs suivants: renouvellement de la surface de contact et la variation de ses dimensions; rugosité de l'éprouvette et de l'outil; forces spécifiques de frottement; forces de frottement dues à l'adhésion; pression, etc. A la figure 9.6 est représenté le schéma du dispositif pour l'étude du frottement externe selon la méthode proposée.

Examinons le principe de fonctionnement du dispositif. L'éprouvette *2* dont les surfaces d'about sont rendues coniques pour supprimer le caractère non uniforme de la déformation au cours de l'aplatissement et dont la hauteur dépend du paramètre à étudier, est montée dans le container *5* par l'intermédiaire de la rondelle de butée *1* et est déformée à l'aide de percuteurs coniques *3* et *4*. Après une certaine compression, on fait arrêter le processus d'aplatissement, en maintenant la pression de travail de la presse. En même temps, on met en action le mécanisme d'entraînement du container *5* qui se déplace dans le sens contraire à celui de l'effort de la presse. La force qui fait déplacer le container n'est autre que la force de frottement sur la surface de contact entre le container et la partie cylindrique de l'éprouvette.

L'influence de la pression sur la force de frottement dans la zone de déformation du métal usiné est déterminée par la méthode analogue à la méthode modifiée des percuteurs coniques. On mesure la pression à l'aide d'ergots *3* montés dans le container *1*, qui transmettent l'effort à la plaque *2* portant les capteurs extensométriques (figure 9.7). Les données expérimentales ont montré que la répartition des pressions suivant la hauteur du container n'est pas régulière.

Pour étudier la dépendance du frottement extérieur du degré de renouvellement du métal sur la surface de contact, on se sert d'éprou-

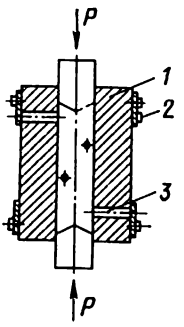


Fig. 9.7. Schéma de l'installation pour l'étude de l'influence de la pression sur le frottement

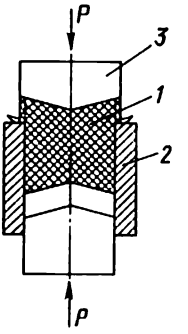


Fig. 9.8. Schéma de l'installation pour l'étude du frottement avec le renouvellement de la surface de l'ébauche

vettes à volume et à dimensions constants. Juste avant l'emplacement dans la zone de déformation, où elle est soumise à la déformation plastique, l'éprouvette *1* est enfoncée par le percuteur *3* dans le container *2*. L'enfoncement provoque l'enlèvement d'un copeau, ce qui crée un effet de la surface renouvellée (figure 9.8). Après cela on procède à la déformation. L'effort avec lequel l'ébauche est séparée du container est dû aux forces de frottement sur la surface renouvellée.

L'influence des dimensions de la surface de contact sur le frottement peut être évaluée à l'aide du schéma de la figure 9.9 dans lequel sont utilisées les éprouvettes *1* de la hauteur différente, placées dans le container *2*.

Pour déterminer l'influence des forces d'adhésion sur le caractère de la variation de la force de frottement entre le métal et l'outil, on emploie le dispositif montré à la figure 9.10 qu'on monte sur le container *1*. Le dispositif fonctionne d'une façon suivante. Au cours de la déformation de l'éprouvette dans le container *1*, le métal agit sur la goupille du plateau *2*, et par l'intermédiaire de ce plateau, sur deux appuis *5*. Aux appuis sont collés les capteurs exten-

sométriques *6* mesurant la pression. Lors du déplacement de la vis *4* dans le sens *B* le capteur extensométrique *3* enregistre la force d'adhérence du métal à l'outil. Toutes les perturbations étrangères

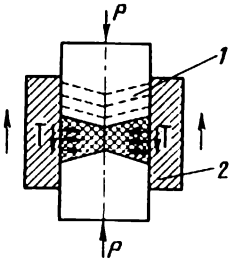


Fig. 9.9. Schéma du dispositif pour l'étude de l'influence des dimensions de la surface de contact sur la force de frottement

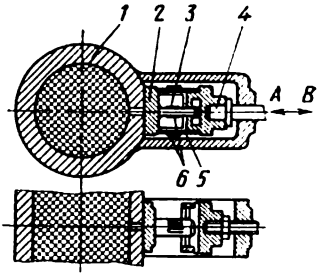


Fig. 9.10. Schéma du dispositif pour l'évaluation des forces d'adhésion surgissant au cours du traitement des métaux par déformation

n'ayant pas trait à l'adhésion, sont éliminées durant l'étalonnage des capteurs.

Les forces spécifiques de frottement ayant lieu entre le métal et le container dans la zone *S* de la surface de contact, sont mesurées à l'aide d'un dispositif spécial (figure 9.11). L'éprouvette placée au container *1*, est déformée par les poinçons *4*. Le container *1*, sollicité par un effort constant *P*, se déplace vers le haut. La force de frottement *T* qui apparaît entre le métal et les coulisseaux *2*, empêche le déplacement de ceux-ci. La valeur de cette force est mesurée par les capteurs extensométriques collés à la plaque *3*. La différence entre les valeurs mesurées des forces, propres à chaque coulisseau, se présente comme la force de frottement de chaque portion *S* de la surface de contact entre le métal et l'outil. Le caractère de la variation de la force de frottement suivant la hauteur de l'ébauche est montré sur l'oscillogramme (figure 9.12). La force spécifique de frottement a été déterminée pour cinq portions différentes suivant la hauteur du container.

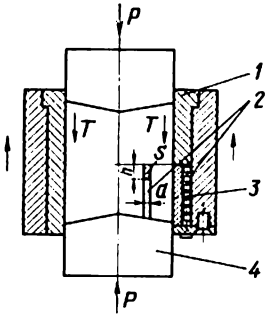


Fig. 9.11. Schéma du dispositif pour la détermination des forces spécifiques de frottement suivant la hauteur de la pièce à déformer

Les méthodes décrites de l'évaluation de la force de frottement (premier groupe) ne permettent pas de mettre en évidence les phénomènes de frottement se déroulant dans chaque procédé de traitement des métaux par déformation.

Méthodes de l'étude du frottement externe lors du laminage. Le frottement externe lors du laminage est analysé de différentes façons, à savoir : par la détermination de l'angle d'entraînement maximal, de l'avancement, de la pression nominale, par la méthode torsiométrique, par la mesure des forces spécifiques de frottement au moyen des goupilles, etc.

La diversité des moyens provient d'une tendance permanente de créer une méthode qui permettrait de déterminer une variation con-

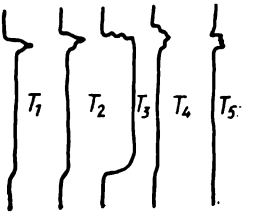


Fig. 9.12. Oscillogramme de la variation des forces de frottement :
T_1 à T_5, forces spécifiques de frottement suivant la hauteur de l'ébauche

tinue des forces de frottement au cours de la déformation du métal dans les conditions proches de celles réelles. Chaque méthode mentionnée possède ses avantages et inconvénients, et de l'antagonisme de ces qualités dépend la précision qui diffère d'une méthode à une

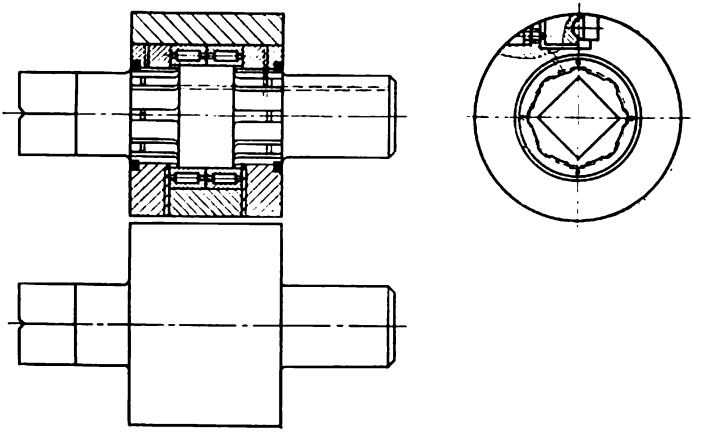


Fig. 9.13. Torsiomètre pour la mesure des forces de frottement

autre. Il s'ensuit que les résultats expérimentaux des méthodes ne coïncident pas. Toutes les méthodes connues de l'étude du frottement lors du laminage peuvent être classées en deux groupes principaux :

1) méthodes de la détermination des coefficients moyens de frottement externe;

2) méthodes de la mesure des forces spécifiques de frottement et de pression.

Méthodes de la détermination des coefficients moyens de frottement externe. Parmi ces méthodes on peut mentionner la méthode de la détermination de l'angle d'entraînement maximal, la méthode d'avancement, la méthode torsiométrique, etc.

La méthode torsiométrique permet de mesurer directement, à l'aide d'un torsiomètre à arbre, les forces de frottement au cours de trois stades du laminage (figure 9.13). L'arbre torsiométrique est

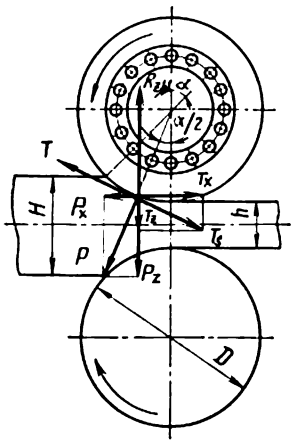


Fig. 9.14. Diagramme des forces pour le calcul des paramètres de frottement par la méthode torsiométrique dans le cas du laminage:
T, force de frottement ; T_z et T_x, projections de la force de frottement sur les axes Z et X ; p, pression ; p_z et p_x, projections de la pression sur les axes Z et X ; R_{zM}, effort sommaire perçu par le capteur de force ; α, angle d'entraînement

muni d'une douille montée sur les roulements à billes qui permettent la rotation de la douille autour de son axe. Entre les appuis de la douille et l'essieu sont montés symétriquement deux capteurs de force dont l'une des extrémités s'appuie sur la surface de l'essieu, et l'autre, sur la douille. Au cours du laminage les bras de la douille, soumis à l'action des forces de frottement, exercent la pression sur les capteurs liés à l'oscillographe qui enregistre les variations des forces sur le papier photosensible. Le coefficient de frottement externe est déterminé de l'épure des forces montrée à la figure 9.14 et de l'équation

$$\mu = T_z \cos\frac{\alpha}{2} \Big/ \left(p_z - T \sin\frac{\alpha}{2}\right), \qquad (9.19)$$

où les valeurs numériques de T_z et de p_z doivent être tirées des courbes respectives de l'oscillogramme, et l'angle α se calcule selon la formule

$$\alpha = \arccos\left(1 - \frac{H-h}{D}\right). \qquad (9.20)$$

Le torsiomètre mesure la force de frottement qui correspond au couple total de laminage. Pour plus de précision, il faudrait prendre en compte dans les calculs la force tangentielle T_t déterminée par l'équation

$$T_t = Tl/s. \tag{9.21}$$

L'autre dispositif utilisé dans cette méthode de l'étude du frottement est le torsiomètre composé à arbre. Ce dispositif de mesure de force réunit les possibilités du torsiomètre à arbre et de la goupille mobile. La bague mobile de l'arbre (voir figure 9.13) est divisée en deux parties indépendantes se trouvant entre les capteurs de force. Elles peuvent être chargées préalablement à l'aide de coins de tension. Les surfaces de contact des demi-bagues sont bien polies, ce qui exclut tout interstice lors du serrage des demi-bagues. Le principe de fonctionnement de ce torsiomètre est analogue à celui du torsiomètre à arbre.

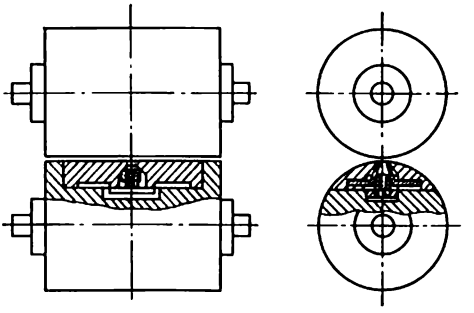


Fig. 9.15. Schéma du dispositif pour la mesure de la pression et des forces spécifiques de frottement à l'aide de la goupille mobile

Le torsiomètre composé à arbre possède certains avantages. Il permet de mesurer directement les forces de frottement agissant dans les zones de retard et d'avancement du métal, de déterminer l'angle critique et de localiser les frontières des zones d'adhésion. Le perfectionnement ultérieur de ces dispositifs consiste en utilisation des arbres mesureurs de force. Ils donnent la possibilité de mesurer simultanément les forces spécifiques de frottement sur trois ou plus portions de contact au cours de la déformation, y compris dans la direction de l'élargissement du métal, ainsi que de déceler le lieu et le caractère de la variation de la section critique du domaine de déformation, etc.

Méthodes de la mesure des forces spécifiques de frottement et de pression lors du laminage. La méthode basée sur l'utilisation de la goupille mobile appartient au deuxième groupe de méthodes de l'étude du frottement de contact. A l'aide de cette méthode on peut mesurer simultanément et successivement la pression réelle et la force spécifique de frottement en un point quelconque de la zone de déformation (figure 9.15). Le principe de fonctionnement du dispositif est clair de l'examen du schéma de la figure 9.16.

La partie de mesure du dispositif se trouve dans un secteur quelconque de l'arbre. Elle comprend la goupille mobile *1*, l'appui ar-

rière (douille de serrage) *4*, les plaques pour la mesure de la pression *5*, la cuvette *2* pour la mesure de la force de frottement et le support *3*.

La goupille mobile *1* (deux sphères [1] reliées par un doigt) a le contact, par l'une de ses sphères, avec la surface de travail de l'arbre et communique, par l'intermédiaire de la butée à billes, avec la cuvette d'appui *2* à laquelle sont fixées les plaques *5* pour la mesure de la pression. L'autre sphère de la goupille mobile *1* pénètre dans la douille de serrage qui assure la position verticale de la goupille. Aux plaques *5* et à la douille de serrage sont collés les capteurs extensométriques pour la mesure de la pression et des forces spécifiques

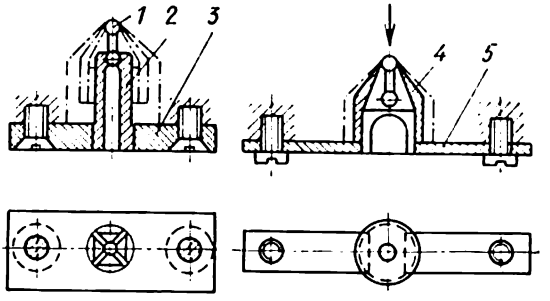


Fig. 9.16. Schéma du montage de la goupille mobile pour la mesure de la pression et des forces spécifiques de frottement

de frottement. Les paramètres de force sont déterminés pour un point du métal à usiner au cours du déplacement de ce point sur toute l'étendue du foyer de déformation.

Les forces spécifiques de frottement sont mesurées par les capteurs extensométriques entourant la douille de serrage de quatre côtés. Grâce à cette disposition on peut mesurer aussi bien la valeur que la direction de la force de frottement à n'importe quel point de la surface de contact lors du laminage.

Les oscillogrammes enregistrés lors du laminage à l'aide de cette méthode et représentés à titre d'exemple à la figure 9.17, montrent les variations des forces spécifiques de frottement et de pression.

Méthodes de l'étude du frottement externe lors de l'aplatissement. Les méthodes modernes de l'étude du frottement externe lors de l'aplatissement permettant de mesurer directement les forces de frottement, sont en perfectionnement constant. Ce sont les solutions ingénieuses de I. Pavlov qui méritent d'être mentionnées. Pavlov

[1] Après le montage, la sphère de la goupille est rectifiée de l'extrémité jusqu'au niveau de la surface de travail du cylindre.

étend le principe de fonctionnement du torsiomètre sur le cas de l'aplatissement du métal, en utilisant à cette fin l'outil de forgeage à découpe (figure 9.18). Les éprouvettes sont disposées successivement aux divers endroits du plateau inférieur de façon à permettre la mesure des forces de frottement à partir du centre jusqu'aux points périphériques. Cependant cette méthode présente certains inconvénients, à savoir:

— les forces sommaires de frottement ne sont mesurées que sur une surface de contact donnée;

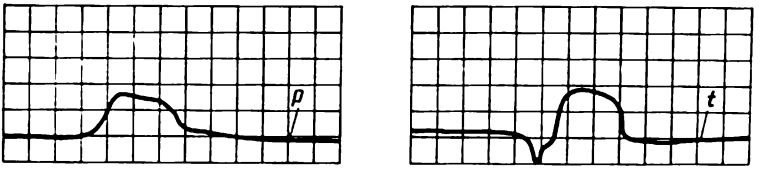


Fig. 9.17. Oscillogramme de la variation des forces spécifiques de frottement t et de pression p lors du laminage

— les particularités du frottement aux zones différentes (zone d'adhésion, de glissement, zone de passage de la surface latérale à la surface d'about de l'ébauche), spécifiques à la déformation plastique de l'aplatissement, ne sont pas étudiées.

Les méthodes analogues sont proposées par A. Presniakov et I. Tarnovski.

L'installation plus perfectionnée montrée à la figure 9.19 élimine dans une certaine mesure les inconvénients mentionnés plus haut.

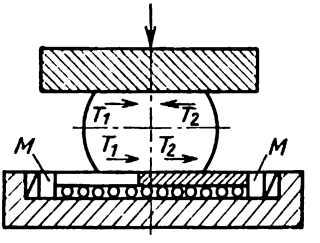


Fig. 9.18. Schéma du dispositif avec l'outil de forgeage inférieur découpé pour l'étude du frottement extérieur lors de l'aplatissement: M, capteurs de force; T_1 et T_2, forces de frottement

La partie inférieure de l'outil comprend les pièces mobiles et immobiles. Les coulisseaux *4* à *9*, guidés par les billes, peuvent se déplacer librement dans les directions radiales; leurs extrémités qui se terminent par les tiges s'appuient sur les capteurs de force *3*. Au cours de la déformation les capteurs se trouvent sollicités par les forces de frottement qui sont enregistrées par l'oscillographe. La force de frottement mesurée est la somme des forces de frottement élémentai-

res. Pour suivre la variation des valeurs mesurées en fonction de l'accroissement de la surface de contact, on monte entre l'outil et le métal à traiter un mesureur de la distance *2* qui enregistre sous forme d'oscillogramme l'accroissement des dimensions de la surface de contact au cours de la déformation. Ce dispositif est monté sur le plateau inférieur *1*.

Pour enregistrer la variation de l'effort d'aplatissement en fonction non seulement de la surface de contact de l'ébauche mais aussi de la valeur de l'aplatissement du métal, on se sert d'un autre mesureur de la distance qui mesure l'aplatissement. Le principe de fonctionnement de ce mesureur est analogue à celui du mesureur de la distance utilisé pour la mesure de l'accroissement de la surface de contact.

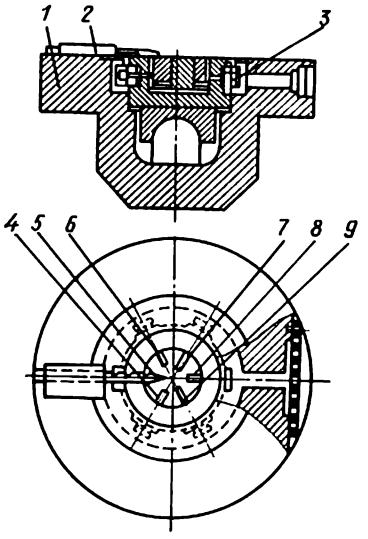


Fig. 9.19. Outil de forgeage inférieur muni de coulisseaux mobiles d'une longueur différente pour la mesure des forces de frottement lors de l'aplatissement

Un autre dispositif pour la mesure des forces spécifiques de frottement lors de l'aplatissement est montré à la figure 9.20. Dans ce cas aussi tous les éléments de mesure du frottement sont montés sur la partie inférieure de l'outil. La partie de travail de l'outil est également constituée d'éléments mobiles et immobiles. Le principe de fonctionnement ne diffère pas de celui du dispositif utilisé pour la mesure des forces de frottement entre deux coulisseaux voisins (à la surface de contact de 4 mm^2). A la figure 9.21 sont montrées les zones sur lesquelles sont mesurées les forces de frottement. La figure 9.22 représente, sous forme d'oscillogramme, la variation des forces de frottement et de pression en fonction de l'accroissement de la surface de contact.

Les méthodes décrites de la détermination des forces de frottement lors de l'aplatissement ne sont pas exemptes de défauts compromettant la précision de la mesure des valeurs nécessaires, ce qui peut être attribué à la pénétration du métal par écoulement entre les coulisseaux en mouvement et la base immobile ainsi qu'à l'impossibilité de la mesure de la pression et des forces de frottement en un point. Ces défauts sont éliminés dans le dispositif muni de goupille mobile qui permet de déterminer la variation de la pression et des forces spécifiques de frottement à n'importe quel point de la

ESCUELA UNIV... BIBLIOTE...

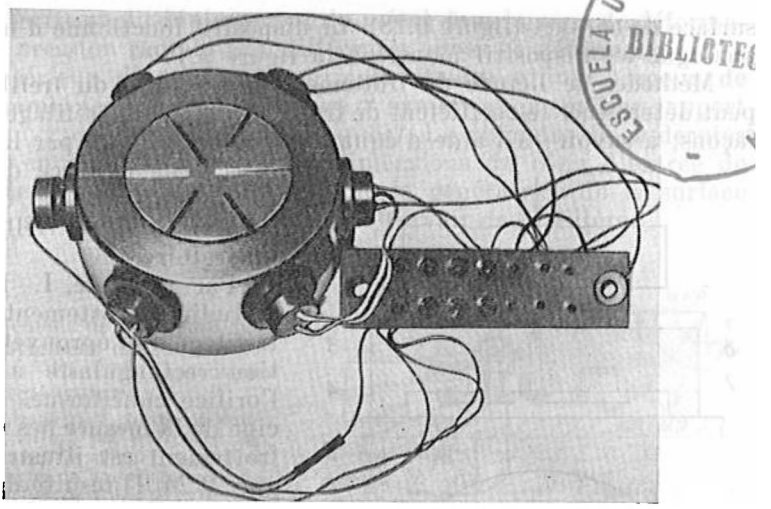


Fig. 9.20. Dispositif pour la mesure des forces de frottement lors de l'aplatissement

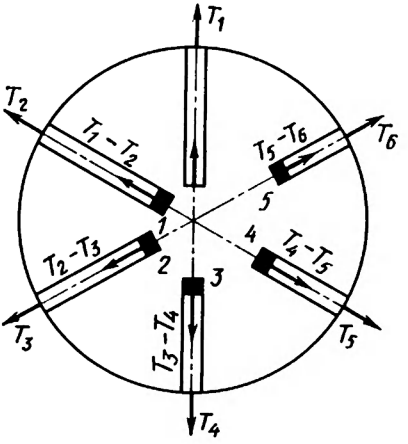


Fig. 9.21. Schéma de la disposition des coulisseaux inférieurs d'une longueur différente formant des surfaces *1* à *5* (sont limitées par la circonférence) sur lesquelles sont déterminées les forces de frottement T_1; T_1-T_2; T_2-T_3; T_3-T_4; T_4-T_5; T_5-T_6

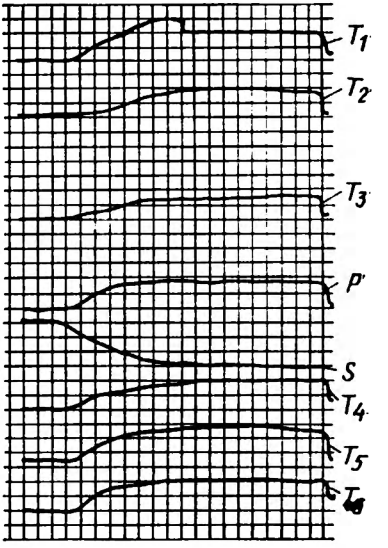


Fig. 9.22. Oscillogramme de la variation des forces de frottement (T_1, T_2, T_3, T_4, T_5, T_6), de l'effort de déformation P et de la surface de contact S

surface de contact (figure 9.23). Le dispositif fonctionne d'une façon analogue au dispositif montré à la figure 9.17.

Méthodes de l'étude du frottement externe lors du tréfilage. On peut déterminer le coefficient de frottement lors du tréfilage de deux façons, à savoir: à l'aide d'équations analytiques et par la mesure directe de la force de frottement en tréfilage dans les conditions industrielles et au laboratoire.

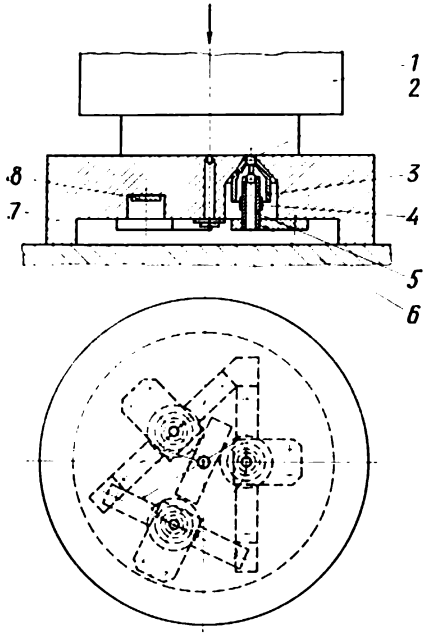


Fig. 9.23. Schéma du dispositif pour la mesure des forces spécifiques de frottement et de pression en un point dans le cas de l'aplatissement:

1, outil de forgeage supérieur ; 2, goupille aux têtes sphériques ; 3, cône de butée ; 4, capteurs de force pour la mesure des forces spécifiques de frottement ; 5, serre-barre ; 6, base du serre-barre ; 7, outil de forgeage inférieur ; 8, plaque pour la fixation du capteur de force

Par exemple, I. Pawelski a étudié le frottement lors du tréfilage de l'éprouvette à section rectangulaire à travers l'orifice cunéiforme. Le principe de la mesure des forces de frottement est illustré à la figure 9.24. Il résulte de l'équilibre des forces (polygone des forces) que

$$\operatorname{tg}(\alpha + \rho) = P_z/(2Q) = (\operatorname{tg}\alpha + \operatorname{tg}\rho)/(1 - \operatorname{tg}\alpha \operatorname{tg}\rho). \quad (9.22)$$

Si l'on substitue

$$\operatorname{tg}\rho = \mu,$$

on obtient

$$\mu = \left(\frac{P_z}{2Q} - \operatorname{tg}\alpha\right) \Big/ \left(1 + \frac{P_z}{2Q}\operatorname{tg}\alpha\right). \quad (9.23)$$

L'effort résultant Q, les efforts longitudinaux P_z et l'angle α sont mesurés par les appareils de mesure appropriés.

Cette méthode ne permet pas de déterminer les forces spécifiques de frottement dans le foyer de déformation et d'enregistrer le caractère de leurs variations sur l'étendue de celui-ci. Les méthodes analytiques ne décrivent pas elles non plus d'une façon complète les variations des paramètres de frottement à cause de l'imprécision que fournissent les équations dans le cas du tréfilage.

Ces défauts sont en partie éliminés dans le procédé de mesure des forces de frottement à l'aide de l'appareil muni de dispositif torsiométrique (figure 9.25). Cet appareil mesure les forces de frottement

externe, la vitesse du déplacement du métal dans la zone de déformation et la pression radiale aux différentes zones en déformation.

A l'intérieur d'une fente verticale étroite (d'une largeur de $1{,}5 \cdot 10^{-3}$ mm), taillée dans la filière *2* symétriquement par rapport à l'axe du corps *1*, est monté un disque *3*. Le diamètre de ce dernier est choisi en conformité avec les dimensions du cône d'entrée de l'orifice de la filière, de manière que la génératrice de la surface du disque soit inscrite dans la zone de travail de la filière.

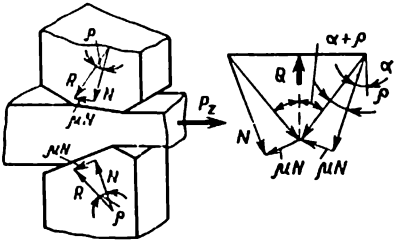


Fig. 9.24. Schéma de la mesure des forces de frottement dans le cas du tréfilage des ébauches à section rectangulaire :

N, effort normal ; μN, forces de frottement ; P_z, effort de tréfilage ; Q, effort résultant ; ρ, angle de frottement ; α, angle de la génératrice de l'orifice de tréfilage

Lors du tréfilage du matériau le disque tend à tourner autour de son axe sous l'action des forces de frottement externe, mais cette rotation est empêchée par une butée. A la plaque *4* est collé le capteur extensométrique *5* qui perçoit une partie de composantes horizontales de la force de frottement externe et de la pression radiale.

Le dispositif est conçu de façon à permettre la mesure des efforts pour des angles différents du cône d'entrée. Outre cela, on peut

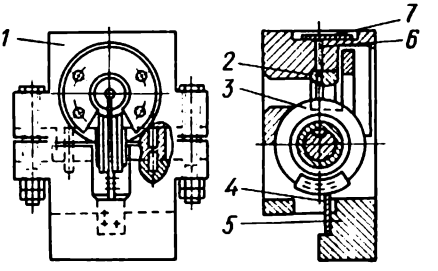


Fig. 9.25. Schéma du dispositif pour la mesure des forces de frottement lors du tréfilage

mesurer la vitesse d'écoulement du métal sur la surface de contact au cours de la déformation. A cette fin on enlève la butée pour que le disque puisse tourner librement autour de son axe. Dans ce cas la vitesse linéaire d'écoulement du métal est mesurée à l'aide d'aiguille du disque qui s'enfonce dans le métal.

Le corps du dispositif comporte une goupille *6* qui sert à la mesure de la pression radiale. La valeur de cette pression est enregistrée par les capteurs extensométriques fixés à la plaque *7*. Le schéma des forces ayant lieu dans le foyer de déformation est repré-

senté à la figure 9.26. L'effort sommaire de tréfilage P contient une composante de la compression radiale R_x et la composante horizontale T_x, donc $P = T_x + R_x$.

Par cette méthode on ne peut pas mesurer la pression et les forces spécifiques de frottement en un point isolé de la surface de l'ébauche appartenant au foyer de déformation.

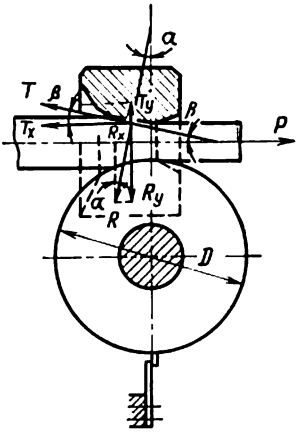


Fig. 9.26. Schéma des forces pour la détermination des forces de frottement et de pression lors du tréfilage:

R, pression sommaire ; T, force de frottement ; P, force de tréfilage ; α, angle d'application de la pression sommaire; β, angle de frottement

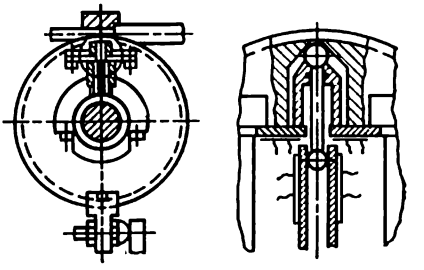


Fig. 9.27. Schéma pour la détermination des forces spécifiques de frottement et de pression lors du tréfilage avec l'utilisation de la goupille mobile

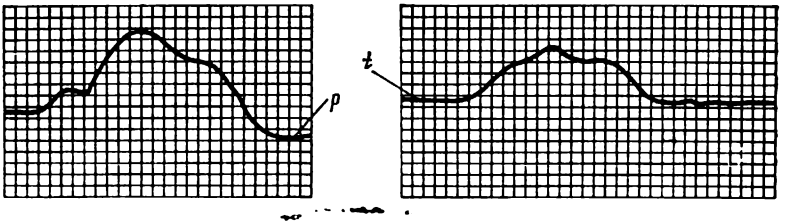


Fig. 9.28. Oscillogrammes de la variation de la pression p et des forces spécifiques t de frottement lors du tréfilage

Le perfectionnement ultérieur de cette méthode consiste à utiliser la goupille mobile aussi dans le cas du tréfilage [37]. La combinaison de la goupille fixe et du disque mobile donne la possibilité de mesurer successivement les forces spécifiques de frottement et de pression aux différents points du foyer de déformation (figure 9.27).

Le disque est muni d'une goupille de mesure mobile. Son principe de fonctionnement est analogue à celui décrit dans le cas du laminage (voir figure 9.16) et de l'aplatissement (voir figure 9.23).

La variation des forces spécifiques de frottement et de pression est montrée aux oscillogrammes de la figure 9.28.

9.3. Lubrifiants utilisés lors du traitement des métaux par déformation

Lors du traitement des métaux par déformation on a recours aux différentes espèces de lubrifiants. L'utilisation des lubrifiants permet d'améliorer les conditions énergétiques de la déformation, de parvenir à la déformation régulière dans la masse du métal, d'éliminer les défauts structuraux ; les lubrifiants contribuent aussi à la répartition plus uniforme du métal dans le volume de la pièce, à la meilleure tenue de l'outil et à l'obtention de la surface de haute qualité.

Lubrifiants utilisés lors du traitement des métaux à froid. La phosphatation et l'oxydation, employées pour diminuer le frottement au cours de la déformation de l'acier, sont les procédés relativement coûteux. Pour cette raison, on tend à les remplacer par la technologie plus efficace et meilleur marché.

Les matières lubrifiantes doivent posséder un haut pouvoir lubrifiant, être stables et bien adhérer à toute la surface de l'outil au cours de la déformation à froid. Outre les huiles organiques liquides, ces qualités sont propres dans une certaine mesure aux lubrifiants solides, comme par exemple le bisulfure de molybdène, les tungstides, le savon graphiteux lourd, le graphite, etc. Le bisulfure de molybdène utilisé en tant que lubrifiant, provoque souvent l'oxydation de la surface de l'ébauche après la déformation. L'oxydation est causée probablement par la réaction chimique entre le bisulfure de molybdène MoS_2 et le métal de l'ébauche grâce à la température et à la pression élevées dans le foyer de déformation. Il est connu que MoS_2 est chimiquement stable jusqu'à 400 °C. Cependant il se décompose rapidement à la température plus élevée. Cette réaction fournit MoO_3 et $MoSO_2$ libre qui, après avoir réagi avec l'eau entrant dans la composition du liquide de refroidissement, forme l'acide sulfurique qui entre en réaction chimique avec le métal de l'ébauche.

Lubrifiants utilisés lors du traitement des métaux à chaud. Le problème de la création des lubrifiants résistant à la haute température pour les différents procédés par déformation à chaud est loin d'être résolu. Lors du traitement des métaux à chaud, dans certaines usines de la Bulgarie on se sert de lubrifiants préparés dans la plupart des cas selon ses propres recettes. Ces lubrifiants se composent de préférence de l'huile mêlée à la charge. En tant que charge sont employés souvent le graphite, le sel commun, les copeaux de bois, etc. Actuellement, les travaux visant à perfectionner les lu-

brifiants résistant à la haute température, sont en cours en U.R.S.S., aux U.S.A., en Grande-Bretagne et en d'autres pays. Cependant, même pour un type donné du métal, il n'existe pas de recommandations universelles sur l'emploi optimal des lubrifiants résistant à la haute température. Pour cette raison, la littérature contient les recommandations très différentes concernant les lubrifiants. Par exemple, F. Nitchiporovitch recommande la composition chimique suivante des lubrifiants utilisés pour le traitement de l'acier à chaud (p. cent): 75 $CaCl_2$, 25 KCl; 70 $CaCl_2$, 30 NaCl.

O. Studer subdivise les matières lubrifiantes contenant le bisulfure de molybdène en cinq groupes:

1) le bisulfure de molybdène pur, employé à l'air si la température est comprise entre 186 et 450 °C, en atmosphère d'hydrogène à la température jusqu'à 700 °C, sous vide à la température jusqu'à 1100 °C et en atmosphère d'argon à la température jusqu'à 1300 °C;

2) le bisulfure de molybdène avec l'adjonction du graphite possédant une humidité bien déterminée;

3) le mélange du bisulfure de molybdène avec les diverses huiles minérales;

4) le mélange du bisulfure de molybdène avec la matière grasse;

5) les suspensions colloïdales et semi-colloïdales contenant 10 % de bisulfure de molybdène.

Aux U.S.A. on fabrique à l'échelle industrielle les matières lubrifiantes à base de stéarates de calcium avec l'adjonction (p. cent): de graphite (35) et de mica (5); de bisulfure de molybdène (25) et de mica (5); de graphite (25), de bisulfure de molybdène (15) et de mica (5).

Beaucoup de pays recommandent l'utilisation des lubrifiants vitreux, qui, tout en réduisant les forces spécifiques de frottement, assurent la conservation de la température de l'ébauche et, par conséquent, la réduction de la durée du cycle technologique. La composition chimique du verre est choisie en fonction des propriétés physiques et mécaniques et de la composition du métal, compte tenu des conditions thermiques de l'usinage. Le tableau 9.2 donne la composition des lubrifiants vitreux utilisés en France et en Suisse.

L'enlèvement des lubrifiants vitreux de la surface de l'ébauche après la déformation se fait de deux manières: par attaque chimique ou par voie mécanique. Un défaut grave des lubrifiants vitreux réside dans la difficulté de leur enlèvement de la surface des ébauches et de l'outil. Pour remédier à cet inconvénient, aux U.S.A. on enduit préalablement la surface de l'outil par des matériaux réfractaires ou par l'huile minérale mêlée au graphite.

Lors du traitement des métaux par déformation à chaud on emploie les matières de lubrification suivantes:

1) les lubrifiants solides (suspensions aqueuses ou huileuses);

Tableau 9.2

Composition chimique des lubrifiants vitreux (p. cent)

Pays	n° de lubrifiant	SiO_2	Al_2O_3	CaO	Na_2O	B_2O_3	Al_2O_3+ +TiO_2+ +Fe_2O_3
France	1	60	5	15	14	—	—
	2	72	4	8	13	—	—
	3	65	4	14	8	—	—
Suisse	1	52,68	—	5,52	26,54	3,91	5,98
	2	51,26	—	3,06	31,72	8,12	9,39
	3	54,80	—	8,62	23,15	7,67	9,39

2) les lubrifiants liquides (huiles minérales et organiques, huiles à émulsion, matières synthétiques) ;

3) les lubrifiants consistants (savon et matières grasses).

Des lubrifiants solides c'est le graphite qui trouve un large emploi. Les bonnes qualités du graphite pour la lubrification sont dues à sa structure cristalline. On suppose qu'une pellicule mince de graphite, qui lubrifie la surface du métal, se compose de particules dispersées de graphite accrochées d'une façon sûre à la surface de l'ébauche. L'épaisseur d'une telle pellicule est d'environ 10^{-6} mm. La couche de graphite est thermiquement stable. Elle conserve sa passivité chimique jusqu'à la température de 600 °C à l'air et jusqu'à 1000 °C sous vide ou en atmosphère inerte. La température de fusion du graphite est 3890 °C. Le graphite a une haute conductibilité thermique, proche de celle de l'argent ou du cuivre. La conductibilité électrique du graphite est de 2,5 fois supérieure à celle du mercure. Tout comme les métaux nobles, le graphite est passif envers les acides et les alcalis. Placé dans l'eau ou dans le milieu alcalin, le graphite se charge négativement. Par contre, dans l'huile et dans les milieux acides le graphite a une charge électrique positive. Grâce à cette charge positive les particules de graphite s'adhèrent à la surface du métal et de l'outil. Les bonnes qualités du graphite en tant que lubrifiant s'expliquent aussi par la présence des gaz et des vapeurs qui s'accumulent sur la surface de ses particules. Parmi les inconvénients des graisses graphitées notons la difficulté de l'enlèvement du graphite de la surface des ébauches du fait de la pénétration du graphite dans le métal, ce qui rend très difficiles le soudage, la peinture, etc. ; la difficulté de l'obtention de l'épaisseur régulière de l'enduit, ce qui réduit la tenue de l'outil du fait de la répartition non uniforme de la pression ; les con-

ditions de travail non hygiéniques et la pollution du milieu ambiant. Les forces de frottement se trouvent sensiblement influencées par les dimensions des particules de graphite. Ainsi, par exemple, le graphite dont les dimensions des particules sont de 10 à 23 μ s'avère plus efficace lors du traitement à chaud, tandis que le graphite dont les particules sont inférieures à 10 μ convient mieux aux procédés à froid.

Le bisulfure de molybdène est semblable au graphite et a une structure lamellaire. Chaque couche de molybdène est recouverte de

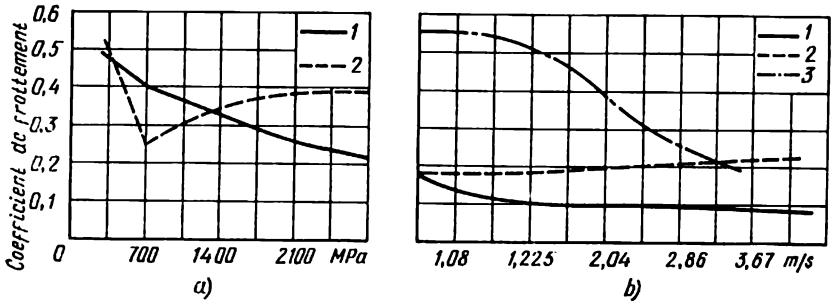


Fig. 9.29. Variation du coefficient de frottement en fonction de la pression (*a*) et de la vitesse de glissement du métal (*b*) :

1, lubrification par bisulfure de molybdène ; *2*, lubrification par graphite ; *3*, sans lubrification

couches de soufre. Les liaisons libres des atomes extérieurs du soufre favorisent l'adhérence des particules de bisulfure de molybdène au métal. La stabilité thermique du bisulfure de molybdène est inférieure à celle du graphite (l'oxydation a lieu à 400 °C). Les dimensions optimales des particules de bisulfure de molybdène sont comprises entre 1 et 6 μ.

La figure 9.29, *a* représente les courbes comparatives de la variation du coefficient de frottement du bisulfure de molybdène et du graphite en fonction de la pression. Le coefficient de frottement du bisulfure de molybdène diminue avec l'accroissement de la pression, alors que le coefficient de frottement du graphite diminue d'abord pour augmenter ensuite. A mesure que la vitesse de glissement le long de la surface de contact s'accroît, le coefficient de frottement augmente dans le cas de la lubrification par le graphite et diminue dans le cas du bisulfure de molybdène (figure 9.29, *b*).

Cela est dû probablement à l'augmentation de la température par suite de la haute vitesse de glissement. L'élévation de la température affaiblit les liaisons d'adhésion entre la matière de lubrification et l'outil, ce qui amène à la destruction de la pellicule lubrifiante de graphite sur certains endroits.

Les copeaux de bois sont une autre variété de lubrifiants solides. Ils sont utilisés principalement pour la lubrification de la zone de travail de l'outil dans le cas de faibles inclinaisons du plan d'estampage et des profondeurs importantes des gravures. Les gaz et les vapeurs qui se forment pendant la combustion des copeaux de bois, rendent plus facile l'expulsion de l'ébauche de l'étampe.

On emploie également en tant que lubrifiant solide le sel commun dissous dans l'eau. Après l'évaporation de l'eau de la solution saline, la surface de travail de l'étampe se trouve recouverte d'une couche de sel sous forme de cristaux, et cette couche assure l'abaissement du coefficient de frottement et l'expulsion aisée de l'ébauche de l'étampe. Parmi les inconvénients de ce type de lubrifiants notons son action corrosive et l'augmentation de l'usure de l'outil. Outre cela, il arrive que les cristaux de sel pénètrent dans les évidements de l'étampe et empêchent le remplissage de la gravure par le métal. Dans les conditions industrielles on se sert des lubrifiants à base des solutions de sel commun, de salpêtre, de soude, etc. En tant que lubrifiants solides sont employées aussi les autres matières de l'origine minérale comme le talc, l'argile, le mica moulu. Les matières de lubrification solides doivent posséder un haut pouvoir d'adhésion, une faible action corrosive, tout en contribuant à la diminution du coefficient de frottement entre le métal et l'outil.

Les lubrifiants liquides sont en usage dans le traitement des métaux par déformation en état chaud. Selon le degré de l'utilisation ils vont dans l'ordre suivant: huiles minérales, huiles organiques et huiles végétales. Leur inconvénient grave consiste en formation de gaz nocifs pendant l'estampage. Il est connu que les huiles s'évaporisent et s'inflamment à la température d'environ 200 °C, par cette température est donc limité le domaine d'application de ces lubrifiants dans l'estampage. L'inflammation des huiles est accompagnée de l'apparition des fumées et, parfois, d'une explosion. Dans une certaine mesure, on peut pallier ce défaut en utilisant un mélange d'huile avec de l'eau. En variant la concentration de l'huile, on peut contrôler le refroidissement de l'étampe et abaisser le dégagement des produits de combustion gazeux.

L'utilisation de différentes espèces de lubrifiants vitreux est très répandue aujourd'hui. La qualité des lubrifiants résistant à la température à base de verre est influencée par les facteurs suivants: viscosité du verre, température de l'outil et de l'ébauche, vitesse de déformation, effort de déformation, adhérence du verre au métal, etc. De tous les facteurs cités ce sont l'aptitude du verre à s'adhérer au métal et sa viscosité qui sont jugées comme les propriétés essentielles. La bonne adhésion favorise la déformation, mais nuit à la qualité de la surface de l'ébauche et cause des difficultés dans l'enlèvement du lubrifiant. Jusqu'à présent on ne connaît pas suffisam-

ment bien l'influence de la viscosité et de la température du verre sur le frottement de contact.

La forme initiale de la matière vitreuse revêt elle aussi une grande importance. Ces dernières années on emploie très souvent l'ouate de verre, le poudre de verre et d'autres matériaux dont le choix est déterminé par la configuration de l'ébauche. Par exemple, lors du pressage des tubes on emploie pour la lubrification de la paroi intérieure les tubes de verre, et pour la lubrification de la surface extérieure, l'ouate de verre ou le poudre de verre qu'on introduit juste avant le pressage.

A l'heure actuelle, il n'existe pas de données comparatives et de recommandations sur l'efficacité des différentes matières lubrifiantes du fait de l'absence de méthodes exactes permettant d'apprécier la qualité de tel ou tel lubrifiant utilisé à la basse ou à la haute température, d'où la nécessité de l'élaboration de ces méthodes.

L'efficacité des lubrifiants utilisés dans le traitement des métaux par déformation peut être appréciée principalement :

1) par l'abaissement du coefficient de frottement entre le métal et l'outil et la diminution de l'effort produisant la déformation ;

2) par l'augmentation de la tenue de l'outil ;

3) par l'affaiblissement de l'intensité de l'échange thermique entre le métal déformé et l'outil.

En même temps ils doivent assurer la possibilité de l'enduisage mécanisé et être acceptables du point de vue de l'hygiène du travail. Pour apprécier l'efficacité des lubrifiants aussi bien neufs, qu'en service, on a étudié à l'Institut technologique de Sofia 64 types de lubrifiants dont 35 sont à base d'huile avec la charge, 26 sont les lubrifiants vitreux [1], etc. Les compositions (p. cent) de ces lubrifiants sont données ci-dessous.

n° 1 : mazout (90), copeaux de bois (sciures) (10)
n° 2 : mazout (90), craie (10)
n° 3 : mazout (90), talc (10)
n° 4 : mazout (90), graphite argenté (10)
n° 5 : mazout (90), gypse cuit (10)
n° 6 : mazout (90), poudre de mica (10)
n° 7 : mazout (90), poudre d'amiante (10)
n° 8 : mazout (100)
n° 9 : huile de machine (75), poudre d'amiante (25)
n° 10 : huile de machine (75), talc (25)
n° 11 : huile de machine (75), gypse cuit (25)
n° 12 : huile de machine (75), noir d'acétylène (25)
n° 13 : huile de machine (75), sel commun (25)
n° 14 : huile de machine (100)

[1] Elabo par l'ingénieur Djambazova.

n° 15 : huile de machine (75), charbon en poussière (25)
n° 16 : huile pour transmission (90), graphite argenté (10)
n° 17 : huile pour transmission (90), copeaux de bois (sciures) (10)
n° 18 : huile pour transmission (90), sel commun (10)
n° 19 : huile pour transmission (100)
n° 20 : huile pour transmission (50), graphite argenté (50)
n° 21 : graphite argenté (100)
n° 22 : graphite argenté (75), paraffine (25)
n° 23 : graphite argenté (75), verre soluble (25)
n° 24 : graphite argenté (75), eau (25)
n° 25 : verre soluble (100)
n° 26 : graphite argenté (50), eau (50)
n° 27 : eau (70), sel commun (15), salpêtre (2), kaolin (13)
n° 28 : eau (70), sel commun (25), salpêtre (5)
n° 29 : charbon en poussière (100)
n° 30 : graphite de fonderie (100)
n° 31 : mazout (90), graphite argenté (10)
n° 32 : talc (100)
n° 33 : copeaux de bois (sciures humides) (100)
n° 34 : sel commun (50), chlorure de baryum (50)
n° 35 : graphite colloïdal (25), huile pour machine (75)

Les lubrifiants vitreux ainsi que leur composition chimique (p. cent) figurent au tableau 9.3.

L'efficacité de ces lubrifiants a été étudiée au cours des essais des éprouvettes en acier Ст3, présentant le rapport diamètre/hauteur $(D/H) = 1$. Pour le réchauffement on a utilisé le four électrique avec le réglage de la température. La température de réchauffement des éprouvettes a été 1200 °C. On n'a pas prévu dans le four les mesures spéciales contre l'oxydation du métal. L'enduisage a été opéré après le nettoyage soigneux des surfaces de travail de l'outil.

Pour l'enduisage d'un lubrifiant vitreux on a utilisé l'immersion des éprouvettes dans une suspension stabilisée par un générateur de colloïde. Les dimensions des particules de poudre de verre dans les lubrifiants vitreux ont été conformes au tamis n° 50. D'après les résultats de l'expérience (tableaux 9.4 et 9.5) on a apprécié l'efficacité E des matières de lubrification essayées, ainsi que leur influence sur certains paramètres de force du processus de déformation.

Pour la détermination de l'efficacité E des matières de lubrification mentionnées on a évalué le rapport des efforts de déformation P et P_1 des éprouvettes respectivement avec et sans emploi du lubrifiant :

$$E = P/P_1.$$

L'analyse des données obtenues (voir tableaux 9.4 et 9.5) montre que l'efficacité des lubrifiants varie dans une large gamme, les

Tableau 9.3

Composition chimique des lubrifiants vitreux élaborés en Bulgarie (p. cent)

Lubrifiant vitreux	SiO_2	Al_2O_3	CaO	Na_2O	Autres composants	Lubrifiant vitreux	SiO_2	Al_2O_3	CaO	Na_2O	Autres composants
1C	63	—	15	17	5 K_2O	19C	65	5	10	18	2 Pb_2O_5
2C	63	—	15	17	5 TiO_2	20C	65	5	10	18	2 BaO
3C	63	—	15	17	5 PbO	22C	63	5	8	16	2 K_2O,
4C	63	—	15	17	5 BaO						1 BaO,
5C	63	—	15	17	5 P_2O_5						1 ZnO,
6C	63	—	15	17	5 ZnO						1 Ba_2O_3,
7C	63	—	15	17	2,5 K_2O,						1 TiO_2,
					2,5 Ba_2O_3						1 PbO,
8C	60	10	8	17	5 Ba_2O_3						1 P_2O_5
9C	60	10	8	17	5 TiO_2	23C	59	5	—	16	8 TiO_2, 4 F,
10C	60	10	8	17	5 PbO						8 Ba_2O_3
11C	60	10	8	17	5 Pb_2O_5	24C	66	2	10	17	2 F, 3 MgO
12C	60	10	8	17	5 ZnO	25C	60	2	10	10	8 K_2O,
13C	60	10	8	17	5 BaO						10 PbO
14C	60	10	8	17	5 K_2O	26C	72,5	1,5	5	13	3 K_2O,
15C	65	5	10	18	2 Ba_2O_3						1 Ba_2O_3,
16C	65	5	10	18	2 TiO_2						2 PbO, 2 MgO
17C	65	5	10	18	2 PbO	27C	67	2	5	22	2 B_2O_3, 2 F
18C	65	5	10	18	2 ZnO						

lubrifiants vitreux étant les plus efficaces parmi tous les autres types de lubrifiants.

Afin d'étudier l'influence de chaque composant, la composition des matières lubrifiantes a été simplifiée (systèmes comprenant de préférence deux composants). Par exemple, il a été établi que pour chaque substance de base proposée, les charges de mica et de talc empirent l'efficacité du lubrifiant et sont donc inacceptables, tandis que le chlorure de sodium, le graphite colloïdal et le gypse (mêlés au mazout) améliorent les conditions de déformation. Les résultats les plus remarquables correspondent au cas de l'utilisation du graphite colloïdal et du charbon en poussière.

Les résultats obtenus confirment une grande influence des charges sur l'efficacité des lubrifiants. Cependant l'emploi de certains types de lubrifiants vitreux s'avère plus efficace par rapport à l'emploi des lubrifiants chargés. Ces avantages se manifestent d'une façon évidente par la diminution (d'environ 2 fois) de l'effort de

Tableau 9. 4

Efficacité des matières lubrifiantes

Numéro de lubrifiant	Effort d'aplatissement, 10^2 N	Pression, MPa	E	Principales caractéristiques du lubrifiant
28	1620	59,5	1,64	Aptitude à l'enduisage mécanisé. Bon refroidissement de l'outil. Dans le cas de l'utilisation en grande quantité crée un coussin de vapeur. Contribue au décalaminage.
5	1680	60,8	1,58	Aptitude à l'enduisage mécanisé en état faiblement réchauffé. Ne produit pas de dépôts carbonés. Ininflammable.
35	1682	62,6	1,58	Aptitude à l'enduisage mécanisé.
22	1720	62,5	1,54	Aptitude à l'enduisage mécanisé en état réchauffé. Ne produit pas de dépôts carbonés.
13	1860	67,5	1,43	Facilité de l'enduisage. Inflammable. Ne produit pas de dépôts carbonés.
21	1930	71,5	1,37	Aptitude à l'enduisage mécanisé. Ne produit pas de dépôts carbonés. Brûle sans fumée. Ne refroidit pas l'outil.
8	1950	73,5	1,36	Facilité de l'enduisage. Ne produit pas de dépôts carbonés. Inflammable.
17	1930	73,5	1,34	Aptitude à l'enduisage mécanisé après la préparation appropriée. Ne produit pas de dépôts carbonés. Combustion peu intense.
19	2140	74	1,34	Aptitude à l'enduisage mécanisé. Ne produit pas de dépôts carbonés. Inflammable. Dégage des gaz. Ne refroidit pas l'outil. Non hygiénique.
4	2140	82	1,24	Facilité de l'enduisage. Dégage une grande quantité de gaz.
20	2200	84,5	1,21	Enduisage difficile. Produit des dépôts carbonés sur l'outil. Non hygiénique. Ne dégage pas de gaz.
9	2200	87,5	1,21	Enduisage difficile. Produit des dépôts carbonés sur l'outil. Dégage des gaz.
14	2200	87,5	1,21	Facilité de l'enduisage. Produit beaucoup de dépôts carbonés. Dégage une grande quantité de gaz. Inflammable. Non hygiénique.
2	2200	87,5	1,21	Facilité de l'enduisage en état réchauffé. Dégage des gaz. Ne produit pas de dépôts carbonés.
15	2200	83,5	1,21	Facilité de l'enduisage. Inflammable. Dégage des gaz. Ne produit pas de dépôts carbonés. Oxydation plus forte de l'outil.

Tableau 9.4 (suite)

Numéro de lubrifiant	Effort d'aplatissement, 10^2 N	Pression, MPa	E	Principales caractéristiques du lubrifiant
27	2200	89	1,20	Facilité de l'enduisage. Bon refroidissement de l'outil. Contribue au décalaminage. En cas de l'application en grande quantité cause les défauts superficiels sur la pièce.
31	2260	67	1,18	Enduisage difficile. Non hygiénique.
11	2260	82	1,18	Aptitude à l'enduisage mécanisé. Ne produit pas de dépôts carbonés. Ininflammable.
24	2300	86	1,15	Enduisage difficile. Brûle sans fumée. Ne produit pas de dépôts carbonés. Refroidissement de l'outil.
7	2314	86,5	1,15	Aptitude à l'enduisage mécanisé en état réchauffé. Produit des dépôts carbonés sur l'outil. Dégage des gaz.
25	2314	86	1,15	Enduisage par immersion de l'ébauche réchauffée dans la poudre. Adhérence de la pièce à l'outil. Brûle sans fumée.
18	2323	87,5	1,14	Facilité de l'enduisage. Inflammable. Produit de faibles quantités de dépôts carbonés sur l'outil.
10	2330	90	1,14	Facilité de l'enduisage. Contribue au réchauffement de l'outil. Produit des dépôts carbonés.
12	2370	88,5	1,12	Facilité de l'enduisage. Ne produit pas de dépôts carbonés. Ne réchauffe pas l'outil. Inflammable.
23	2400	90	1,11	Enduisage difficile. Ne produit pas de dépôts carbonés. Dégage des gaz.
23	2420	90	1,10	Enduisage difficile. Adhérence de la pièce à l'outil. Brûle sans fumée.
1	2500	97,8	1,06	Facilité de l'enduisage. Inflammable. Dégage des gaz. Non hygiénique.
6	2500	—	1,06	Facilité de l'enduisage. Produit des dépôts carbonés. Inflammable. Non hygiénique.
26	2580	99,0	1,03	Enduisage difficile. Refroidissement de l'outil. Ne produit pas de dépôts carbonés.
30	2690	106,0	0,99	Enduisage difficile. Non hygiénique.
32	2720	106,0	0,98	Idem.
20	2742	104,0	0,97	Enduisage difficile. Produit des dépôts carbonés. Inflammable.
3	2860	110,0	0,93	Facilité de l'enduisage. Produit des dépôts carbonés. Inflammable. Non hygiénique.

Tableau 9.4 (suite)

Numéro de lubrifiant	Effort d'aplatissement, 10² N	Pression, MPa	E	Principales caractéristiques du lubrifiant
34	2900	107,0	0,92	Facilité de l'enduisage. Ne produit pas de dépôts carbonés. Refroidissement de l'outil.
16	2920	108,0	0,92	Facilité de l'enduisage. Produit des dépôts carbonés. Inflammable.
—	2660	113,5	—	Sans lubrification.

Tableau 9.5

Efficacité des lubrifiants vitreux

Lubrifiant vitreux	Effort d'aplatissement, N	Pression, MPa	E	Principales caractéristiques du lubrifiant
5C	1320	51,0	2,01	Du point de vue technologique, les caractéristiques des lubrifiants vitreux sont à peu près identiques. Ils sont aptes à l'enduisage mécanisé et assurent l'isolement thermique. Ininflammables. S'adhèrent au métal et à l'outil. Causent des problèmes lors de l'enlèvement de la surface.
4C	1470	55,0	1,81	
6C	1540	56,5	1,73	
7C	1540	60,3	1,73	
8C	1570	64,0	1,69	
2C	1682	59,3	1,58	
14C	1682	62,0	1,58	
24C	1830	69,5	1,45	
1C	1840	69,8	1,44	
3C	1900	67,1	1,40	
10C	1962	74,0	1,36	
26C	1962	73,2	1,36	
22C	2030	65,0	1,31	
25C	2030	77,0	1,31	
12C	2090	81,0	1,27	
9C	2200	81,0	1,21	
18C	2200	77,5	1,21	
15C	2314	86,4	1,15	
27C	2330	88,0	1,14	
16C	2370	87,0	1,12	
11C	2420	90,5	1,10	
13C	2420	88,0	1,10	
17C	2430	93,0	1,09	
20C	2580	95,0	1,05	
—	2660	113,0	—	Sans lubrification.

déformation, l'amélioration des conditions du travail et l'élévation de la qualité des produits. Outre cela, l'utilisation des lubrifiants vitreux permet de réduire la formation de la calamine au cours du réchauffement des ébauches, ce qui diminue les pertes du métal.

9.4. Usure et perspectives de l'augmentation de la durée de vie de l'outillage utilisé dans le traitement des métaux par déformation

C'est l'outillage qui détermine les possibilités et les voies de l'obtention des pièces par les procédés de traitement par déformation. Aujourd'hui le coût de l'outillage constitue 8 à 20 % du prix de revient des pièces forgées et est déterminé par la configuration de l'ébauche, le volume de la fabrication, le type de matériau de départ, etc. Les données statistiques publiées en Bulgarie montrent que la mise hors d'usage de l'outillage est due dans 30 % de cas à la cassure, dans 18 % à l'usure, dans 11 % au choix inconvenable de l'acier pour la fabrication des étampes et dans 6 % à la non-observation du régime de traitement thermique. Les causes essentielles de l'endommagement des étampes sont : la mauvaise qualité des ébauches coulées pour la fabrication de l'outillage, la présence des contraintes résiduelles après le traitement thermique, le montage incorrect des éléments de l'étampe sur les presses, le calcul imprécis des dimensions des gravures selon les phases de l'estampage et le choix incorrect des dimensions d'encombrement de l'étampe, le frettage mal exécuté des pièces intermédiaires, etc. Dans tous ces cas l'endommagement surgit au début de l'exploitation des étampes.

L'usure des parties de travail de l'outil est due au frottement du métal usiné au cours du glissement de celui-ci sur la surface de l'outil. Cette usure est souvent irrégulière, en étant plus prononcée aux zones, où la vitesse de déplacement du métal en déformation est plus élevée (pont de passage au voisinage de la cannelure où se forment les bavures, etc.). Le caractère et le degré de l'usure sont fortement influencés par les propriétés physiques et mécaniques de l'acier à outil, la qualité de la surface de travail, par l'état et la composition chimique de la calamine ; en outre, les facteurs importants sont la préparation préliminaire du métal de départ pour le traitement par déformation à froid, le type de lubrifiant, etc. Beaucoup d'étampes pour l'estampage à chaud sont détériorées par suite du froissement et de la brûlure des parties éminentes des surfaces de travail. Ces détériorations arrivent le plus souvent sur les presses à vitesse d'entraînement lente, où la durée de contact du métal avec l'outil est longue. Le surchauffement et le refroidissement des parties de travail des étampes au cours de la déformation sur ces presses deviennent la cause de l'apparition des fissures thermiques. L'em-

ploi de lubrifiants à faible conductibilité thermique, supportant les hautes températures, permet d'éliminer le surchauffement des parties de travail de l'étampe et de réduire la possibilité de la fissuration thermique.

Les facteurs suivants prédéterminent la haute longévité et la fiabilité de l'outillage lors du traitement des métaux par déformation :

1) le choix de l'équipement assurant les conditions optimales de la déformation ; la facilité du montage et la sûreté de la fixation de l'outillage, sa coaxialité, etc. ;

2) le choix correct de la nuance d'acier à outil ; le calcul sur l'ordinateur électronique de la gravure de l'étampe, visant à obtenir la répartition uniforme de la déformation selon les phases de l'opération et la conjugaison correcte des éléments de l'étampe ;

3) la répartition convenable de la température dans le volume de l'ébauche, qui contribue à l'obtention des conditions optimales de la déformation et à la diminution de la charge agissant sur l'outillage.

Ces derniers temps dans la technologie du traitement des métaux à froid et à chaud on a recours aux alliages durs pour élever la tenue et la fiabilité de l'outillage (fabriqué sous forme de pièces intermédiaires des étampes). Les données fournies par la pratique témoignent que la tenue d'un tel outillage augmente de 2 fois. Cependant beaucoup de méthodes de calcul et de solutions technologiques qui justifient l'emploi des pièces intermédiaires dans l'industrie ne sont pas étudiées suffisamment bien.

Méthode du calcul de l'usure des pièces intermédiaires en alliages durs pour l'estampage tridimensionnel à froid. Le déplacement relatif du métal dans la zone de déformation au voisinage des pièces intermédiaires en alliage dur se produit sous forme de glissement le long des surfaces de contact de l'outil. Ce déplacement provoque des variations multiples de l'état de contrainte et de déformation des microvolumes appartenant aux zones en contact. Les variations ne sont pas identiques pour chaque ébauche (à commencer de la 1-ère ébauche). Pour cette raison les couches superficielles de la zone de travail des pièces intermédiaires accumulent les défauts sous forme de microfissures qui, grâce aux contraintes alternées, s'élargissent jusqu'au point de provoquer le détachement des particules du métal de la surface de l'outil, ce qui caractérise l'usure de ce dernier.

Dans le cas où les contraintes dépassent la limite de résistance de la pièce intermédiaire en alliage dur, le détachement d'une particule du métal est observé déjà à l'issue d'une interaction unique du métal déformé avec la surface de travail de la pièce intermédiaire. Il devient alors compréhensible l'importance de l'élaboration d'une méthode de calcul permettant d'analyser et d'apprécier quantitativement l'usure des pièces intermédiaires en alliages durs à condi-

tion du frottement à la frontière. En Bulgarie, l'étude théorique de l'usure des pièces intermédiaires est effectuée dans la supposition que ce processus se déroule comme l'un des processus aléatoires, ce qui est d'ailleurs caractéristique pour les autres types de destruction des matériaux, où l'on observe une accumulation des microdéfauts et des détériorations de la structure. Ceci est dû en premier lieu à une dépendance complexe du processus de l'usure d'un grand nombre de facteurs dont l'un est aléatoire (microgéométrie de la surface, état structural de la couche superficielle, hétérogénéité de la structure, etc.). Ceci explique le fait que la microgéométrie des matrices en alliages durs est considérée sous un angle de la rugosité irrégulière des surfaces de travail, dont les dimensions des aspérités sont aléatoires. Une telle conception s'accorde mieux avec la pratique et répond plus amplement à ses besoins. L'intensité de l'usure linéaire est déterminée comme le rapport du volume V de la couche détruite et enlevée de la surface en frottement à la surface nominale de frottement A_0 et à la longueur de la zone d'action du frottement L_{fr}, qui sont responsables de l'usure:

$$J_h = V/(A_0 L_{fr}) = h/L_{fr}, \tag{9.24}$$

où h est la hauteur des aspérités de la surface usée.

Les paramètres de la microgéométrie des surfaces de travail des pièces intermédiaires subissant l'usure sont caractérisés par la forme, l'ondulation, la rugosité de la surface de contact et le degré de rapprochement des aspérités. Les paramètres physiques incluent l'élasticité, la dureté et la plasticité des alliages durs. L'équation exprimant l'intensité de l'usure doit évaluer aussi l'influence de la charge sur la pièce intermédiaire, ainsi que la vitesse de glissement du métal sur la surface de travail des pièces intermédiaires au cours de la déformation. De bonnes possibilités de la résolution du problème dans son ensemble s'ouvrent grâce à l'utilisation de la théorie des fonctions aléatoires pour la description de la microgéométrie des pièces intermédiaires suivant la hauteur des aspérités et le long de la surface de travail des pièces intermédiaires. L'interprétation statistique de la géométrie des aspérités du point de vue de la rugosité irrégulière permet de déterminer les paramètres tels que l'espérance mathématique E et la variance D de l'usure linéaire J_h. Les études réalisées ont montré qu'en période d'exploitation des pièces intermédiaires en alliages durs (fabriquées le plus souvent des alliages à base de tungstène et de cobalt) l'usure affecte aussi bien les carbures de tungstène que le cobalt. Il en résulte que lors de l'estampage tridimensionnel à froid le relief de la surface usée des matrices en alliage dur se forme des grains de WC et de Co et des particules écrasées qui se sont détachées de la pièce intermédiaire par suite de l'usure.

Les alliages durs utilisés pour la fabrication des matrices pour l'estampage tridimensionnel à froid sont des matériaux fragiles; de

ce fait, les déformations élastiques, surgissant dans les pièces intermédiaires pendant le travail, se transforment dans une faible mesure en déformations plastiques. Ceci prédétermine également le caractère des formules principales permettant de calculer les paramètres de la microgéométrie des aspérités, le rapprochement relatif des aspérités, compte tenu de l'influence des propriétés physiques et mécaniques des alliages durs, de la charge, de la vitesse de glissement du métal, etc.

Etant donné un tel contact élastique et plastique de la pièce intermédiaire en alliage dur avec le métal estampé, on peut calculer le rapprochement relatif $\varkappa_e$ à l'aide de la formule

$$\varkappa_e = \left(\frac{q_a \nu}{\eta_c b k_\nu} \sqrt{\frac{R}{h_{\max}}}\right)^{\frac{2}{2\nu+1}}, \tag{9.25}$$

où q_a est la pression du métal estampé sur la surface de travail de la matrice; ν et b sont les paramètres de la surface de base curviligne, dépendant des propriétés physiques et mécaniques des alliages durs; η_c est la surface de contour relative engagée dans le processus de frottement; R, le rayon de congé moyen des aspérités de la surface soumise à l'usure; $h_{\max}$, la hauteur maximale des aspérités de la surface soumise à l'usure.

Le diamètre moyen d'une portion unitaire de la zone de contact peut être calculé selon la formule

$$l_e = 2\sqrt{2R_{\max}\varkappa_e/\nu}. \tag{9.26}$$

L'intensité de l'usure des matrices en alliages durs dépend sensiblement du nombre de cycles n_e précédant la destruction d'un volume élémentaire déformé de la couche superficielle de la pièce intermédiaire.

Dans le cas de l'interaction élastique et plastique de la surface de travail de la pièce intermédiaire avec le métal en déformation, le nombre de cycles doit être calculé selon la formule

$$n_e = \left(\frac{2R\nu}{K_f^c \sigma_0 l_e \sqrt{\nu}}\right)^t K_{t\nu}. \tag{9.27}$$

où K_f^c est le coefficient caractérisant l'élasticité et les paramètres de friction des alliages durs:

$$K_f^c = \sqrt{(\sigma_E + 2fHB)/(\sigma_E - 2fHB)}, \tag{9.28}$$

σ_E étant la limite d'élasticité; f, le coefficient de frottement; HB, la dureté Brinell; t, le temps; $K_{t\nu}$, le coefficient provenant du caractère aléatoire du relief de la surface usée et évaluant le degré des détériorations dues à la fatigue dans le cas de la charge non stationnaire sur les portions de contact unitaires.

Les paramètres t et σ_E sont tirés des résultats des essais de fatigue à la friction des alliages durs. Ces paramètres coïncident dans certains cas avec les paramètres analogues obtenus au terme des essais de fatigue cycliques des éprouvettes. Les expressions (9.25) à (9.28) contiennent les principaux paramètres de la microgéométrie des surfaces de travail des pièces intermédiaires, ainsi que les paramètres dépendant des propriétés physiques et mécaniques des alliages durs et les paramètres déterminant les conditions du travail des pièces intermédiaires en ce qui concerne les valeurs de la charge

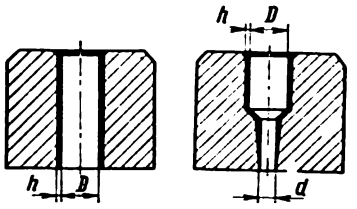


Fig. 9.30. Croquis de la pièce intermédiaire. Paramètres de la couche usée: h, hauteur de la couche usée ; D, d, diamètres initiaux des zones de travail des pièces intermédiaires

et de la vitesse. Une partie de ces paramètres est déterminée expérimentalement, et l'autre partie à l'aide du calcul.

Si l'on adopte l'intensité de l'usure en tant que caractéristique moyenne de la couche superficielle de la surface de travail (soumise à l'usure) de la pièce intermédiaire avec la longueur L_{fr} de la zone d'action du frottement, l'équation exprimant l'intensité de l'usure linéaire s'écrit alors

$$J_h = 0{,}5\,\frac{b\varkappa^{\nu+1}h_{\max}}{(\nu+1)\,nl_e}\,\eta_c. \qquad (9.29)$$

Lorsque les valeurs du rapprochement relatif sont faibles et la surface suffisamment lisse ($1 < \nu < 2$), ce qu'on observe dans le cas des surfaces de travail des pièces intermédiaires (surfaces polies avec $R_a = 0{,}1$ à $0{,}5$ μ) supportant les pressions jusqu'à 250 à 300 MPa, il convient de procéder à l'approximation linéaire de la surface de base curviligne, donc $\eta_c = b\varkappa$.

Pour les besoins industriels il importe de savoir quelles sont l'épaisseur et la hauteur (figure 9.30) de la couche usée dans les conditions d'exploitation données (nombre de cycles, pression sur les parois, type de l'alliage dur, etc.) des pièces intermédiaires. Il est évident que dans ce cas on peut facilement calculer l'épaisseur (la hauteur) de la couche usée, en utilisant la formule (9.29):

$$h = J_h L_{fr}. \qquad (9.30)$$

En partant de la conception de la rugosité irrégulière (en considérant l'usure comme un processus aléatoire), on peut déterminer

les paramètres statistiques de l'usure linéaire J_h, l'espérance mathématique E et la variance D.

A une certaine approximation près, l'espérance mathématique $E(J_h)$ s'exprime

$$E(J_h) = \frac{v_0\sigma}{2n_c}\left[\frac{e^{-\varkappa^2}}{\sqrt{2\pi}\,[1-\Phi(\varkappa)]} - \varkappa e^{-\frac{1}{2}\varkappa^2}\right], \qquad (9.31)$$

où σ est l'écart moyen quadratique.

La variance (lorsque $\varkappa \geqslant 2$)

$$D(J_h) \approx 3{,}5E^2(J_h)\frac{1}{v_0 L_{fr}} e^{\frac{1}{2}\varkappa^2}. \qquad (9.32)$$

Les formules (9.31) et (9.32) permettent d'évaluer approximativement les principaux paramètres probabilistes de l'intensité de l'usure linéaire J_h.

La méthode analytique, élaborée dans le but d'analyser qualitativement et d'évaluer quantitativement l'usure des matrices en alliages durs, permet de déterminer, sur la base du calcul de l'intensité de l'usure, la valeur absolue de l'épaisseur de la couche usée. Cela s'avère nécessaire dans la pratique pour l'appréciation préalable de la tenue des pièces intermédiaires neuves.

Dans le cas des pièces intermédiaires en exploitation, cette méthode peut être appliquée pour le contrôle de la régularité de l'usure des matrices, afin d'empêcher la mise hors d'usage prématurée de celles-ci.

Méthode de contrôle non destructif par ultra-sons des outils frettés. La connaissance des contraintes agissant sur la frontière séparant la pièce intermédiaire et la frette revêt une grande importance pour la prévision des qualités de service de l'outil fretté. A cette fin on a réalisé en Bulgarie (à l'Institut de la technologie des métaux) une grande série d'études théoriques et expérimentales. Il existe un certain nombre de méthodes analytiques et analytico-expérimentales pour la détermination de ces contraintes, méthodes qui dans la plupart des cas nécessitent les calculs fastidieux. Les suppositions sur lesquelles sont fondées ces méthodes, idéalisent le processus dans une certaine mesure, d'où les écarts par rapport aux valeurs absolues et l'altération de l'image réelle de la répartition des contraintes. Par ces méthodes on ne peut pas déterminer les contraintes ayant lieu directement dans l'outil fretté.

Dans la méthode de contrôle non destructif par ultra-sons on emploie les particularités de la réflexion des ondes ultra-sonores à la frontière séparant deux surfaces; elle permet de déterminer directement les contraintes radiales agissant sur la jonction pièce intermédiaire-frette.

Pour déterminer les contraintes dans l'outil fretté, il faut connaître la dépendance de celles-ci de l'effort produisant la déformation. A cette fin on a étudié les contraintes de contact surgissant dans les lames à faces parallèles. La méthode par ultra-sons est basée sur l'étude des particularités spécifiques des impulsions ultrasonores lors du passage de celles-ci à travers une couche dont les propriétés acoustiques diffèrent des propriétés acoustiques des milieux adjacents. La couche séparant deux lames à faces parallèles en contact est considérée comme un milieu en même temps élastique et plastique dont les caractéristiques acoustiques et mécaniques dépendent des contraintes de contact ayant lieu dans la couche. L'existence d'une dépendance bien déterminée entre les caractéristiques acoustiques et mécaniques de la couche et la puissance de l'impulsion ultra-sonore qui, après la réflexion, a parcouru cette couche constitue la base physique de la méthode.

Les charges maximales agissant sur les lames en contact ont été choisies de sorte que les contraintes dans les lames engendrées par ces charges soient conformes à la zone élastique de la courbe de chargement des aciers étudiés. Pour l'appréciation des contraintes de contact réelles dans la couche on s'est servi de critères suivants:

$$\begin{aligned} \alpha &= 20\,[\lg (A_1/A_0)]\ (dB); \\ \beta &= 20\,[\lg (A_2/A_0)]\ (dB), \end{aligned} \tag{9.33}$$

où $A_1 = AR_s$ est l'amplitude du signal ayant subi une réflexion sur la couche de séparation; $A_0 = AR$, l'amplitude du signal ultrasonore réfléchi sur la surface inférieure de la plaque; $A_2 = AD_c^2R_c$, l'amplitude du signal ayant passé deux fois à travers la couche et réfléchi sur l'écran acoustique; $R \approx 1$; $R_s \approx 1$ et $R_c \approx 1$ sont les coefficients d'amplitude de réflexion respectivement dans les zones: métal-air, métal-couche en contact et métal-écran acoustique; D_c, le coefficient d'amplitude de passage de la couche; A, l'amplitude du signal acoustique émis; dB, l'épaisseur de la couche en contact.

L'analyse des dépendances $\alpha = F_1(\sigma)$ et $\beta = F_2(\sigma)$ témoigne de la possibilité de l'utilisation limitée du critère β pour l'appréciation des contraintes de contact dans la couche. Le critère α est plus commode à utiliser dans ce cas. A mesure que le facteur de charge augmente, les conditions de passage des impulsions ultra-sonores à travers la couche séparant les lames en contact s'améliorent. Pour les matériaux à différente rugosité des surfaces en contact, le caractère de la dépendance $\alpha = F_1(\sigma)$ reste le même.

A la figure 9.31 est représentée la dépendance généralisée $\alpha = F(\sigma)$. Les points sur les courbes correspondent à une paire de lames en aciers ШX et X12M, et les croix, aux lames en aciers 40X et X12M. La figure représente les résultats du chargement des paires d'aciers étudiés dans le rapport 1 (*I*), 2 (*II*) et 50 (*III*). Durant les essais la fréquence de travail a été maintenue à un niveau de 6 MHz.

A cette fréquence les variations des signaux acoustiques dépendent de la densité, de la vitesse de propagation de l'onde et de l'épaisseur de la couche. L'augmentation de la densité conduit à l'augmentation de la vitesse de propagation de l'onde de choc dans la couche. Lorsque l'épaisseur de la couche est sensiblement inférieure à la longueur de l'onde élastique, le coefficient de réflexion R_s croît avec l'accroissement de l'épaisseur de la couche de contact et de la différence entre les résistances acoustiques de la couche et des milieux adjacents.

Les résultats des études [47], [48] montrent que la surface réelle de contact entre deux lames à faces parallèles est de maintes fois in-

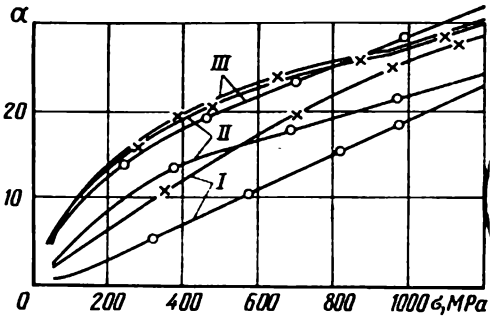


Fig. 9.31. Variation du critère α en fonction des contraintes σ dues à la charge

férieure à celle nominale. Dans le cas de l'augmentation des contraintes de contact, le processus de la déformation du microrelief dans la couche frontière se déroule en trois phases: phase élastique, phase élasto-plastique et phase plastique. L'application ultérieure des charges ne dépassant pas les charges maximales précédemment atteintes ne conduit qu'à la déformation élastique des aspérités. Les données expérimentales obtenues sont en accord avec les résultats de l'analyse des tendances de la variation du signal acoustique en fonction des modifications des propriétés acoustiques et mécaniques dues à la présence des contraintes de contact.

Méthode de la détermination et du contrôle des contraintes dans les outils frettés. A la figure 9.32 est montré le schéma de principe du dispositif pour la détermination des contraintes de contact. Il comprend le générateur d'ultra-sons УЗК *1* muni de deux convertisseurs ultra-sonores identiques réversibles *2*, le support *3* pour la fixation de ces convertisseurs sur l'outil fretté à contrôler *4* et la frette étalon *5*. Les convertisseurs ultra-sonores réversibles sont reliés à deux convertisseurs identiques comprenant les amplificateurs *6* et *7*, les sélecteurs de temps *8* et *9* qui détectent les ondes ultra-sonores réfléchies à la couche de contact et à la surface intérieure de la frette étalon, et les formateurs *10* et *11* pour la transformation des signaux

impulsionnels, dont les sorties attaquent le comparateur *12* relié à l'indicateur *13*.

On monte l'outil fretté à contrôler et la frette étalon dans les dispositifs de fixation respectifs. Les signaux issus du générateur

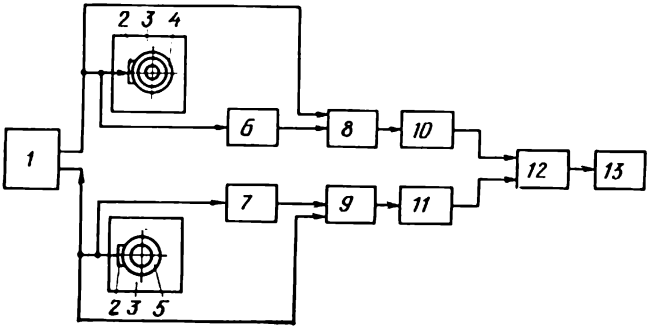


Fig. 9.32. Schéma du dispositif pour la détermination par ultra-sons des contraintes de contact

d'ultra-sons attaquent les convertisseurs où ils se transforment en oscillations mécaniques qui se propagent dans le matériau de la frette et subissent respectivement une réflexion sur la couche de contact frette-outil et sur la surface intérieure libre de la frette étalon. Ensuite les signaux réfléchis sont amplifiés par les amplificateurs

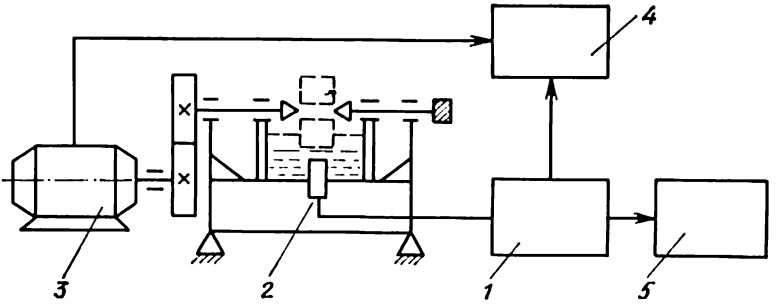


Fig. 9.33. Schéma du dispositif automatique de contrôle des outils frettés

d'ultra-sons. Les impulsions émises et reçues sont envoyées aux convertisseurs et formateurs identiques où s'opèrent la sélection et la conversion des impulsions. Les signaux convertis attaquent le bloc d'entrée en vue de la comparaison et de l'enregistrement. Le signal de sortie enregistré sert de critère pour la détermination des contraintes dans l'outil fretté.

La figure 9.33 représente le schéma du dispositif automatique pour le contrôle des outils frettés, comprenant le stabilisateur de

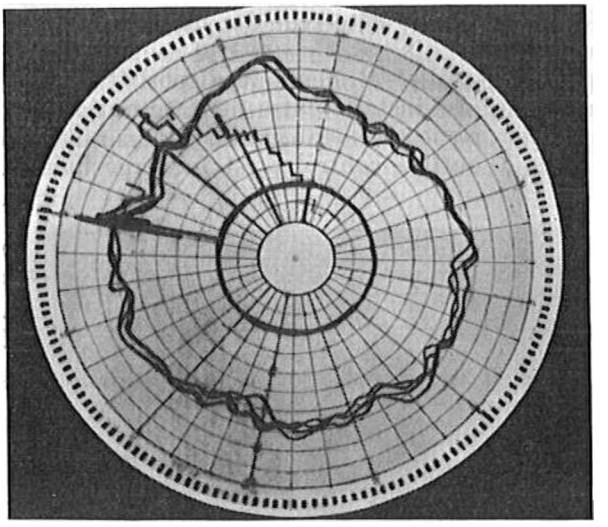


Fig. 9.34. Oscillogramme de la répartition des contraintes dans la matrice soumise au frettage par un anneau, le serrage étant optimal

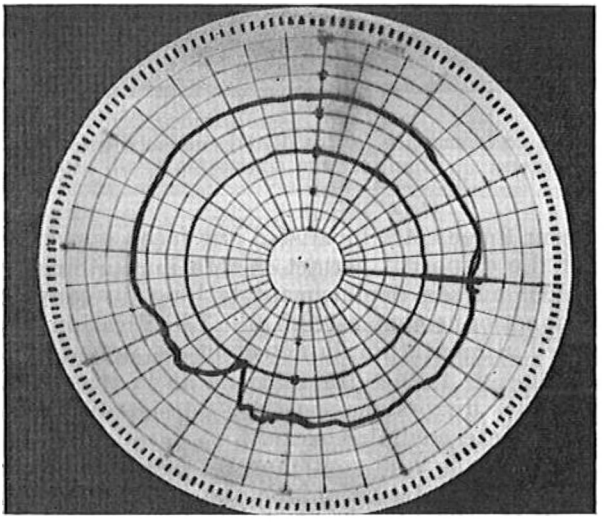


Fig. 9.35. Oscillogramme de la répartition des contraintes dans la matrice soumise au frettage avec un faible interstice suivant la surface de contact, l'interstice étant dû à l'imprécision de l'usinage mécanique

tension, le redresseur stabilisé *1*, les réservoirs à ultra-sons pour l'analyse à immersion, le détecteur des défauts par ultra-sons *4* et l'enregistreur 5.

Le redresseur stabilisé alimente le dispositif d'entraînement *3*- L'outil à contrôler est installé entre deux têtes de centrage rotatives qui sont fixées respectivement par les étriers qui prennent appui sur les prismes. L'outil à contrôler est immergé dans le réservoir.

Fig. 9.36. Aspect de la matrice frettée dont l'anneau a un défaut (fissure) dû au serrage excessif

Le convertisseur *2* peut être focalisé d'une façon appropriée par rapport à l'outil. Le dispositif permet la rotation automatique ou manuelle de l'outil ou son déplacement le long du convertisseur. La précision de fonctionnement est 0,5 *dB*. L'utilisation de la tension stabilisée pour l'alimentation du détecteur des défauts est obligatoire, puisque même de faibles fluctuations de la tension d'alimentation entraînent les distorsions àënsîlîles du signal ultra-sonore à la frontière pièce intermédiaire-frette.

Aux figures 9.34 et 9.35 sont montrés les oscillogrammes types propres au!x matrices à frette unique. La courbe intérieure se rapporte au signal $A\,0$ réfléchi sur la frette étalon. La courbe extérieure représente l'enregistrement- du signal $A\,1$ réfléchi sur la frontière pièce intermédiaire-frette. L'enregistrement simultané de deux signaux réfléchis $A\,0$ et $A\,x$ fournit une information sur la répartition des contraintes de contact en fonction de l'effort de serrage.

A la figure 9.35 sont montrées les contraintes surgissant dans la matrice dont la frette présente un défaut ; la figure 9.36 donne la vue de la matrice avec la frette détériorée.

A la figure 9.37 est représentée la répartition caractéristique des contraintes suivant la hauteur et dans le sens radial, se rapportant aux matrices étudiées par cette méthode. La ligne en traits

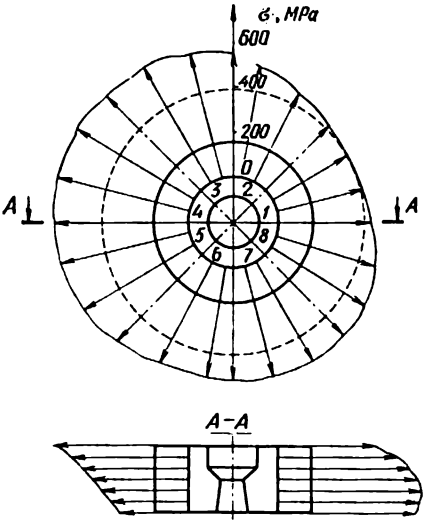


Fig. 9.37. Répartition des contraintes de contact dans la matrice suivant la hauteur et dans la direction radiale dans le cas du frettage

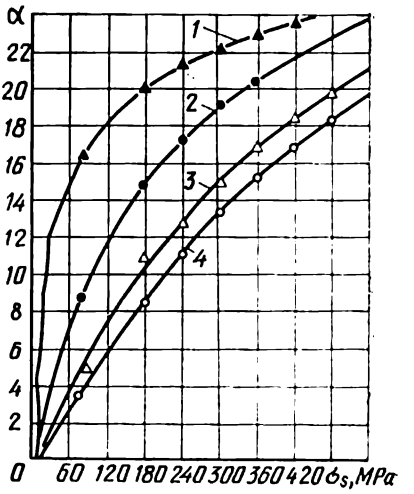


Fig. 9.38. Variation des contraintes de contact en fonction de la contrainte due au serrage aux différentes conditions de contact

interrompus correspond aux contraintes calculées (selon Lamé), et la ligne continue, aux contraintes réelles.

Dans la pratique, le frettage des outils s'effectue par le pressage à chaud ou à froid. Dans le cas du pressage à chaud il se forme une couche d'oxyde à la surface de la pièce intermédiaire et de la frette. Lors du frettage à froid on emploie souvent les matières possédant des qualités anti-grippage, tels que MoS_2, les huiles minérales, etc. En raison de ces considérations on a étudié les caractéristiques acoustiques et mécaniques de la couche de contact en présence de la pellicule d'oxyde ou des matières lubrifiantes pour les valeurs différentes de la dureté des surfaces en contact [48].

La figure 9.38 illustre les courbes $\alpha = F(\sigma)$ propres aux conditions de contact différentes, à savoir : la lubrification avec de l'huile à broches (courbe *1*) ; le contact sec (courbe *2*) ; la lubrification avec MoS_2 (courbe *3*) ; la présence de la couche d'oxyde (courbe *4*).

La méthode décrite de la détermination et du contrôle des contraintes dans les outils frettés est valable dans le cas des matrices à double frettage [47]. Elle permet de déterminer les contraintes de contact réelles pratiquement en chaque point disposé à la frontière frette-frette et frette-matrice. Cette méthode est fondée sur l'enregistrement des impulsions acoustiques qui ont subi la réflexion sur les surfaces frontières frette-frette et matrice-frette de l'outil et sur la surface de la frette étalon. Après l'enregistrement on procède à la détermination des contraintes de contact réelles. La figure 9.39 montre le caractère de la répartition des contraintes dans la pièce intermédiaire à double frettage.

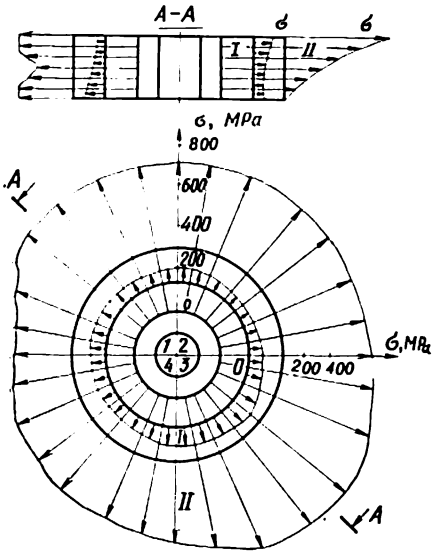


Fig. 9.39. Répartition des contraintes de contact dans la matrice suivant la hauteur et dans la direction radiale dans le cas du double frettage :

I, vecteurs des contraintes sur le cercle intérieur ; *II*, vecteurs de contraintes sur le cercle extérieur

Le procédé de la détermination des contraintes de contact dans le système matrice-frette, qui a subi une approbation industrielle, permet de choisir les valeurs optimales des contraintes pour l'obtention du serrage nécessaire dans le but d'élever la tenue et la fiabilité de service de l'outil.

9.5. Fabrication, exploitation et réparation des étampes

Aciers utilisés pour la fabrication des étampes. L'acier destiné à la fabrication des étampes doit être de très haute qualité. Il doit contenir une quantité minimale d'impuretés nocives (S, P et d'autres) et d'inclusions non métalliques. Après la fusion de l'acier pour étampes on procède à la coulée aux coquilles. Les lingots obtenus doivent satisfaire aux exigences très sévères quant au procédé de coulée et à la qualité de la surface.

Certains aciers, par exemple 7X3, 8X3, X12M et d'autres, sont soumis au recuit de diffusion de longue durée avant le forgeage ou laminage. Cette opération est indispensable pour la dissolution de gros carbures qui se forment pendant la solidification et le refroidissement du métal. Le recuit de diffusion améliore sensiblement la structure de l'acier. Le régime thermique du forgeage des lingots est choisi en fonction de la nuance d'acier. Au tableau 9.6 sont indi-

quées les gammes de températures de forgeage de certaines nuances d'acier. Durant le forgeage on coupe du lingot sa partie supérieure contenant une cavité de retrait (~20 à 24 %) et sa partie inférieure (5 à 8 %), grâce à quoi les pièces forgées obtenues ne présentent pas de défauts de l'origine métallurgique. La surface des ébauches forgées doit être exempte de fissures, de barbes, de creux, etc. L'élimination des défauts se fait par découpage avec une faible inclinaison. La profondeur des zones découpées ne doit pas excéder les tolérances dimensionnelles. Après le forgeage on procède au recuit de l'ébauche.

Tableau 9.6

Gamme de températures de forgeage des aciers destinés à la fabrication des étampes

Nuance d'acier	Température, °C	
	au début du forgeage	à la fin du forgeage
5XHM, 5XΓM, 5XHCB, 5XHB	1100	800
7X3, 8X3, 4XB2C, 5XB2C	1160	800
3X2B8Ф	1180	850
9XC	1140	800
X12M	1000	800
У10A	1000	800
У7A	1050	800

Les conditions de service des étampes sont dures, ce qui est dû à l'action des charges spécifiques importantes, de la haute température, des charges de choc, à l'action abrasive, à la différence brusque de températures, etc. C'est seulement en tenant compte de tous ces facteurs, qu'on peut formuler correctement les exigences auxquelles doit satisfaire le matériau de l'étampe et élaborer la technologie de sa fabrication.

Aciers pour la fabrication des étampes utilisées dans l'estampage à chaud. Les conditions thermiques de travail des étampes pour l'estampage à chaud constituent leur trait caractéristique, qui les distingue des autres étampes. Outre cela, les étampes à marteau travaillent dans les conditions encore plus difficiles à cause des charges de choc. Sauf les étampes aux pièces intermédiaires amovibles, ces étampes exigent plus de métal et sont plus coûteuses. Après le traitement thermique approprié, les étampes à marteau doivent posséder les qualités suivantes:

1) la grande robustesse et l'endurance, ainsi que la haute tenue à l'usure aux températures élevées;

2) la haute trempabilité, compte tenu de la configuration de la cavité de travail;

Tableau 9.7

Composition chimique (p. cent) des aciers pour la fabrication des étampes destinées à l'estampage à chaud

Nuance d'acier	C	Mn	Si	Cr	Ni	W, Mo
5XHM	0,5 à 0,6	0,5 à 0,8	0,15 à 0,35	0,5 à 0,8	1,4 à 1,8	—
5XΓM	0,5 à 0,6	1,2 à 1,6	0,25 à 0,6	0,6 à 0,9	—	0,15 à 0,30 Mo
5XHB	0,5 à 0,6	0,5 à 0,8	0,15 à 0,35	0,5 à 0,8	1,4 à 1,8	0,4 à 0,7 W
7X3	0,65 à 0,75	0,15 à 0,40	0,15 à 0,35	3,2 à 3,8	—	—
8X3	0,75 à 0,85	0,75 à 0,4	0,15 à 0,35	3,2 à 3,8	—	—
4XC	0,35 à 0,45	0,15 à 0,4	1,2 à 1,6	1,3 à 1,6	—	—
6XB2C	0,55 à 0,65	0,15 à 0,4	0,5 à 0,8	1 à 1,3	—	2,2 à 2,7 W
3X2B8Ф*	0,3 à 0,4	0,15 à 0,4	0,15 à 0,4	2,2 à 2,7	—	7,5 à 9

* 0,2 à 0,5 % de V.

Tableau 9.8

Aciers pour la fabrication des étampes à marteau

Pièces des étampes	Acier		Dureté *HB*
	De base	Substitut	
Blocs pour estampage	5XHM	5XΓM 5XHB	388 à 415 302 à 341
Blocs pour pièces intermédiaires	40XЛ 45X	50XЛ, 5XЛ 50X, 40X	321 à 363
Pièces intermédiaires pour l'estampage avec et sans bavures	4X5B2ФC	4X3BMФ	435 à 477
Poinçons pour l'estampage sans bavures	4X5B2ФC	4X3BMФ, 3X2B8Ф	388 à 444
Blocs pour calibrage et dressage	5XΓM	5XHB	363 à 444

Nota. La dureté des éléments d'appui des blocs est *HB* 285 à 321.

3) la bonne conductibilité thermique assurant l'évacuation rapide de la chaleur et empêchant le revenu et la brûlure des surfaces de travail de l'étampe;

4) la haute stabilité contre la fatigue thermique causée par les variations cycliques de la température dans le foyer de déformation qui conduit à l'apparition des microfissures et à la mise hors d'usage de l'étampe.

Les étampes travaillant sur presses, se trouvent dans les conditions plus aisées par rapport aux étampes à marteau. Cependant elles doivent satisfaire aux mêmes exigences.

Aux tableaux 9.7 à 9.11 sont rassemblés les aciers utilisés dans la fabrication des étampes pour l'estampage à chaud, avec l'indi-

Tableau 9.9

Aciers pour les étampes utilisées dans les machines horizontales à forger

Eléments d'étampes	Acier		Dureté *HB*
	De base	Substitut	
Bloc de matrice avec pièce intermédiaire	45X	50X, 7X3, 40X	321 à 363
Bloc de matrice sans pièce intermédiaire :			
pour les machines de moins de 6,3 MN	8X3	7X3	285 à 321
pour les machines de moins de 16 MN	8X3	7X3	363 à 415
Poinçons :			
composés petits et moyens			363 à 415
composés grands			352 à 388
de formage petits	8X3,	7X3, 5XHB	341 à 388
de formage grands	4X5B2ΦC	3X2B8Φ, 4XB2C	368 à 415
pour burinage			368 à 415
pour découpage			388 à 444
pour poinçonnage			368 à 415
Coussinets :			
pour poinçonnage	4X5B2ΦC	3X2B8Φ	388 à 444
de formage (petits et grands)		4XB2C	
pour burinage, pour ébavurage, pour serrage	8X3	7X3	363 à 415
éjecteurs	8X3	7X3	363 à 415

Tableau 9.10

Aciers pour la fabrication des étampes pour presses

Eléments d'étampes	Acier		Dureté
	De base	Substitut	
Coussinets	5XHM 4X5B2ΦC	5XHB, 4X3BMΦ 4X4BMΦC, 3X2B8Φ	*HB* 388 à 444 *HB* 444 à 507
Ejecteurs	5XHM	5XHB	*HB* 388 à 444
Poinçons de formage	5XHM	50X, 5XΓXBΦ 5XHB 3X2B8Φ	*HRC* 42 à 46 *HRC* 45 à 50 *HRC* 45 à 50
Supports de poinçons	5XHM	50X, X12Φ1	*HRC* 40 à 45
Matrices pour aplatissement	5XHM 4X5B2ΦC	50X 3X2B8Φ	*HRC* 42 à 46 *HRC* 47 à 52
Eléments de matrices :			
pièces intermédiaires	5XHM BK30	50X BK25, BK20	*HRC* 40 à 45
éjecteurs	5XHM 8X3 45X	8X3, 7X3 7X3 40X, 50Γ	*HRC* 42 à 47 *HB* 388 à 444 *HRC* 40 à 45

cation de leur composition chimique et des régimes de traitement thermique. On peut voir que pour la fabrication des étampes destinées à l'estampage à chaud, on emploie les aciers alliés qui, après le réchauffement, conservent dans une certaine mesure les propriétés mécaniques nécessaires. La plupart des aciers de ce groupe contiennent 0,3 à 0,6 % de C et de par leur structure appartiennent aux aciers hypo-eutectoïdes. Ce ne sont que certaines nuances d'aciers (8X3, 7X3) qui sont hyper-eutectoïdes.

Les nuances d'acier couramment utilisées dans la fabrication des étampes pour l'estampage à chaud sont 5XΓC, 5XΓCB, 5XΓCBΦ ou leurs substituts 5XΓM, 5XΓCBΦ, 5XΓCB, 5XHM, 5XHB. Ce sont les aciers relativement chers dont l'utilisation dans la production en petite série est parfois peu avantageuse. En Grande-Bretagne

Tableau 9.11

Traitement thermique des aciers utilisés pour la fabrication des étampes

Acier	Température, °C		Dureté après le revenu
	de la trempe	du revenu	
5XHM	830 à 850	490 à 510	*HB* 368 à 444
5XΓM	820 à 845	515 à 535	*HB* 368 à 444
5XHBC	850 à 870	520 à 540	*HB* 368 à 444
7X3	860 à 880	480 à 550	*HB* 364 à 418
8X3	820 à 860	480 à 550	*HB* 387 à 444
4XC	890 à 900	600 à 660	*HB* 277 à 311
3X2B8Ф	1030 à 1100	600 à 620	*HB* 364 à 477
6XC	840 à 860	150 à 200	*HRC* 54 à 56
X12M	1025 à 1050	400 à 525	*HRC* 57 à 60
У7A	800 à 830	200 à 220	*HB* 321 à 600
У10A	770 à 800	200 à 260	*HRC* 44 à 60

on emploie pour la fabrication des étampes utilisées dans l'estampage à chaud l'acier de la composition chimique suivante (p. cent): C (0,5 à 0,60); Si ($\leqslant$0,35); Mn (0,5 à 0,8); S ($\leqslant$0,04); P ($\leqslant$0,04); Ni (1,25 à 1,75); Cr (0,50 à 0,80); Mo (0,25 à 0,30). Cet acier, coulé en lingots, sert à fabriquer les cubes pour les étampes.

Dans les ateliers de forgeage et d'estampage des U.S.A. on fabrique les étampes pour presses de l'acier de la composition chimique suivante (p. cent): C (0,5 à 0,6); Mn (0,65 à 0,95); Si (0,2 à 0,35); Cr (0,85 à 1,16); Mo (0,4 à 0,5); V (0,06 à 0,1), et les étampes pour les machines à forger horizontales, de l'acier de la composition (p. cent): C (0,60 à 0,75); Si (0,10 à 0,20); Mn (0,30 à 0,40); P ($\leqslant$0,03); Cr (3,25 à 3,75). L'acier au chrome (5 % de Cr) est utilisé pour la fabrication des coussinets des machines à forger horizontales et des pièces intermédiaires des étampes pour presses.

Aciers pour la fabrication des étampes utilisées dans l'estampage à froid. Ces aciers doivent satisfaire aux mêmes exigences en ce qui concerne la dureté, la résistance, la tenue à l'usure, etc., que les aciers utilisés dans la fabrication des étampes pour l'estampage à chaud. Le tableau 9.12 donne la composition chimique des aciers destinés aux étampes pour l'estampage à froid.

Traitement thermique des étampes. Presque toutes les pièces des étampes subissent le traitement thermique dont la technologie dépend du matériau des pièces et des exigences auxquelles doit satisfaire ce matériau. Les pièces des étampes composées, qui n'ont pas le contact direct avec le métal usiné, peuvent être fabriquées

Tableau 9.12

Composition chimique (p. cent) des aciers pour la fabrication des étampes destinées à la transformation plastique à froid

Acier	C	Mn	Si	Cr	W, Mo
У7	0,65 à 0,74	0,2 à 0,4	0,15 à 0,35	—	—
У10	0,95 à 1,04	0,15 à 0,35	0,15 à 0,35	—	—
У11	1,05 à 1,14	0,15 à 0,35	0,15 à 0,35	—	—
У12	1,15 à 1,24	0,15 à 0,35	0,15 à 0,35	—	—
ШХ15	0,95 à 1,05	0,20 à 0,40	0,17 à 0,37	1,30 à 1,65	—
9ХС	0,85 à 0,95	0,3 à 0,6	1,2 à 1,6	0,95 à 1,25	—
8ХФ *	0,7 à 0,8	0,15 à 0,40	0,15 à 0,35	0,4 à 0,7	—
ХВГ	0,9 à 1,05	0,8 à 1,1	0,15 à 0,35	0,9 à 1,6	1,2 à 1,6 W
9ХВГ	0,85 à 0,95	0,9 à 1,2	0,15 à 0,35	0,5 à 0,8	0,5 à 0,8 W
Х12Ф1 **	1,25 à 1,45	0,15 à 0,40	0,15 à 0,35	11 à 12,5	—
Х12М *	1,45 à 1,65	0,15 à 0,40	0,15 à 0,35	11,0 à 12,5	0,4 à 0,6 Mo
Х12	2 à 2,2	0,15 à 0,4	0,15 à 0,35	11,5 à 13	—
4ХС	0,35 à 0,45	0,15 à 0,4	1,2 à 1,6	1,3 à 1,6	—
6ХС	0,6 à 0,7	0,15 à 0,4	0,6 à 1	1,00 à 1,30	—
4ХВ2С	0,35 à 0,45	0,15 à 0,4	0,6 à 0,9	1 à 1,3	2 à 2,5 W
5ХВ2С	0,45 à 0,55	0,15 à 0,4	0,5 à 0,8	1,00 à 1,3	2 à 2,5 W
6ХВ2С	0,55 à 0,65	0,15 à 0,4	0,5 à 0,8	1 à 1,3	2,2 à 2,7 W

* 0,15 à 0,30 % de V.
** 0,7 à 0,9 % de V.

des aciers de construction 35, 40, 45, 50, 40X, 50X. Pour la fabrication des guides et des douilles on emploie l'acier cémenté 20. Ce sont les pièces principales des étampes qui doivent être soumises au traitement thermique avec le maximum de soin. Après la trempe et le revenu la dureté de ces pièces doit correspondre à *HRC* 58 à à 61.

On prévoit trois variantes du traitement thermique des étampes:

1) après l'usinage mécanique définitif;

2) entre l'usinage mécanique préalable et l'usinage mécanique définitif;

3) avant l'usinage mécanique.

En règle générale, la première variante du traitement thermique est utilisée dans le cas des pièces de petite et de moyenne taille pour les étampes de presse (matrices de découpage, poinçons, etc.), ainsi que dans le cas des étampes à marteau de faible et de moyen poids.

Le traitement thermique selon la deuxième variante s'effectue dans le cas des pièces de moyenne taille pour les étampes de presse

(matrices découpeuses, poinçons, etc.) et dans le cas des étampes à marteau de moyen et de grand poids.

Les pièces grandes et lourdes pour les étampes de presse, ainsi que les étampes à marteau lourdes, sont soumises au traitement thermique selon la troisième variante.

Vu que le traitement thermique selon la première variante achève le cycle de fabrication, l'apparition des oxydes sur les surfaces de travail est indésirable. Pour empêcher la formation d'oxydes, ainsi que pour parvenir à la contrainte thermique et au gauchissement minimaux des étampes, la trempe est réalisée à la température de 20 à 30 °C inférieure à celle recommandée. Le refroidissement de l'étampe s'effectue dans le bain d'huile. Si, après la sortie de l'étampe, l'huile s'inflamme sur la surface de celle-ci, on replace de nouveau l'étampe dans le bain jusqu'à ce que l'huile cesse de s'inflammer. Cela signifie que la température de l'étampe est de 150 à 180 °C. Ensuite on procède au revenu. La température du revenu ne doit pas être inférieure à (400 à 450) °C. *

Lors du traitement thermique des étampes à marteau selon la deuxième variante, le gauchissement et la formation d'oxydes sur la surface de travail n'ont pas de grande importance. Pour cette raison, dans le but d'obtenir une trempe de qualité, on réchauffe l'étampe jusqu'à la température dépassant celle recommandée.

Lors du traitement thermique selon la troisième variante, la formation d'oxydes n'a aucune importance. Au cours de la trempe on réchauffe la pièce jusqu'à la température dépassant la température recommandée dans le but d'obtenir la structure homogène du métal sur la surface de travail. Dans ce cas l'élévation de la température se trouve limitée par le risque de l'augmentation du grain, par l'apparition de gros martensite sous forme d'aiguilles, etc. Le réchauffement doit être de longue durée, étant donnés les grandes dimensions de la pièce et le risque de l'apparition des contraintes thermiques qui peuvent causer une fissuration. La trempe se fait dans le bain d'huile à la température de 150 à 200 °C, après quoi on procède au revenu à (500 à 550) °C et au refroidissement à l'air.

Le traitement thermique vise à obtenir les propriétés mécaniques bien déterminées dans le volume de l'étampe. Suivant les conditions de travail, divers types d'étampes et de ses pièces doivent posséder différentes caractéristiques mécaniques. La dureté des pièces de petite taille des étampes est déterminée en un seul point, celle des étampes d'une forme compliquée, en deux points.

Très souvent, par suite de l'action des contraintes intérieures surgissant lors de la trempe et du revenu, il se produit un gauchissement des étampes suivi de changements des dimensions de celles-ci. Ces déformations ne doivent pas dépasser 0,1 mm sur la longueur

[1] Si l'étampe est munie d'une queue, elle subit le revenu à (700 à 740) °C.

de 100 mm. Après le traitement thermique on ne doit pas constater des endommagements du bloc d'étampe sous forme de fissures, d'effritement d'angles, etc. En cas de la présence de tels défauts, l'étampe doit être envoyée à la réparation ou rebutée. Après le traitement thermique la surface de l'étampe est recouverte d'oxyde. L'épaisseur de la couche oxydée ne doit pas dépasser 0,3 à 0,35 mm ; elle ne doit pas être supérieure à 0,1 mm sur la surface de la gravure et aux points de contrôle. Si l'on ne prévoit pas l'usinage mécanique de la gravure après le traitement thermique, l'oxydation est inadmissible ; dans ce cas on prend des mesures spéciales de protection : le réchauffement dans l'atmosphère protectrice, le remplissage de la gravure de l'étampe par du coke ou du charbon de bois, etc.

Exploitation des étampes. Lors de l'estampage à chaud il faut observer strictement les prescriptions technologiques. Tout d'abord au cours de l'estampage la température d'échauffement des étampes ne doit pas dépasser 400 °C, vu la perte de la stabilité thermique de l'outil dans ces conditions. Parmi les facteurs de la même importance figurent le montage et la fixation corrects de l'étampe, l'enlèvement de la calamine de la surface de travail de l'étampe, le maintien du régime thermique de l'estampage, la non-admission du refroidissement brusque de l'étampe pendant le temps de repos.

Lors de l'estampage au marteau, c'est l'état de la surface de la gravure de l'étampe finisseuse, qui revêt une importance particulièrement grande. On ne peut pas continuer le travail en cas de la présence de grosses fissures et d'autres défauts dont l'apparition se manifeste dans la difficulté de l'enlèvement de la pièce de l'étampe.

Le refroidissement de l'étampe uniquement par un jet d'air comprimé ou de vapeur qui assure en même temps le décalaminage, n'est pas suffisant. Dans l'estampage à chaud on emploie en tant qu'agent frigorifique les matières de lubrification de divers types qui sont préparées à base d'eau avec l'adjonction de sels et de graphite ou à base d'huile avec l'adjonction du verre sous forme d'ouate de verre. La lubrification des étampes avec du mazout, qui est jusqu'à présent pratiquée dans certaines usines, n'est pas souhaitable à cause des dégagements de gaz importants, ce qui conduit aussi à l'usure rapide des étampes du fait de la formation des fissures.

Le mécanisme de la fissuration thermique a été décrit encore par D. Tchernov, qui a établi que dans le cas du réchauffement et du refroidissement non uniformes de l'outil les couches superficielles se dilatent et, grâce au réarrangement des contraintes, les conditions de travail des couches changent. Cela sert de l'occasion à l'apparition dans certaines conditions (la haute température) de la déformation plastique et de l'allongement de certains éléments macroscopiques disposés sur la surface de l'outil. Au cours du refroidissement on voit apparaître les contraintes de traction sur la surface de l'outil, ce qui amène à la formation de microfissures qui s'élar-

gissent par la suite. L'estampage à la presse exige une observation stricte de la technologie, puisque, étant donné qu'un long séjour de l'ébauche dans la cavité de l'étampe peut entraîner le surchauffement de celle-ci, il devient évidente la nécessité du bon refroidissement de l'étampe par les lubrifiants appropriés.

Les machines à forger horizontales sont les installations de très haute productivité, où la cadence des cycles de travail est grande. Il en résulte le réchauffement intense des poinçons et des matrices et la nécessité de les refroidir grâce à l'amenée continue du liquide frigorifique. Le régime de refroidissement de l'outil doit être choisi de façon à ne pas admettre la différence importante des températures suivant sa section pour éviter l'apparition des contraintes de traction maximales aux zones de travail de l'étampe. L'augmentation de la tenue de l'étampe est intimement liée à la durée de son refroidissement et à l'intensité de l'évacuation de la chaleur.

Le refroidissement intérieur de l'outil qui consiste en arrosage de la gravure de l'étampe par le liquide frigorifique, prévoit l'évacuation de la chaleur dans la direction de l'arrivée des ébauches chaudes. Grâce à cela il se produit le refroidissement continu de l'outil et l'on évite le surchauffement de l'étampe, donc on parvient à l'amélioration de la tenue de l'étampe et à l'accélération de la cadence d'estampage. Afin de réduire les contraintes de traction dans la zone de la gravure de l'étampe il est aussi souhaitable d'utiliser le refroidissement uniforme extérieur. Une particularité de ce régime consiste en ce que le refroidissement se propage uniformément dans toutes les directions aussi bien au cours de l'estampage, que pendant le passage de l'ébauche d'une gravure à l'autre. L'uniformité du refroidissement est obtenue grâce au réglage du débit du liquide frigorifique ou par la variation de sa température.

Le calcul argumenté des régimes technologiques de déformation constitue le facteur important de l'accroissement de la fiabilité de service de l'outillage et de la réduction de l'usure de ses éléments constitutifs. En particulier, dans le cas des étampes à marteau on recommande l'emploi des étampes préliminaires supplémentaires, qui permettent de réduire le nombre de coups dans les gravures finisseuses et d'élever considérablement la tenue des étampes. Afin de réduire l'échauffement de l'outil lors de l'estampage sur les étampes à marteau, on a recours aux températures élevées du métal déformé. Le cycle d'estampage s'en trouve réduit et l'échauffement de l'étampe ne dépasse pas les normes admises. La fiabilité de l'outillage d'estampage dépend principalement du choix correct de la gamme requise des températures de forgeage, des liquides ou des mélanges frigorifiques, ainsi que du refroidissement uniforme des éléments de l'outillage au cours de la déformation et de leur montage correct. L'observation de ces exigences garantit une haute aptitude au travail des étampes et une haute qualité des pièces forgées.

BIBLIOGRAPHIE

1. **Алтыкис А. В., Колосков М. М.** Технология и оборудование производства поковок. — В кн.: Технология и оборудование кузнечно-штамповочного производства. М.: ВИНИТИ, 1975, № 2, 208 с.

2. **Ачкасов Н. А., Терган В. С.** Технология точного приборостроения. М.: Высшая школа, 1973, 336 с.

3. **Босин Е. Е., Коновалов Ю. И.** Прогрессивный метод изготовления кольцевых заготовок поперечной прокаткой. — В кн.: Технология и организация производства. М., 1976, № 3, с. 23-24.

4. **Быков П. А.** Жидкая штамповка металлов при изготовлении инструмента для опытного и мелкосерийного производства. — Кузнечно-штамповочное производство. 1971, № 4, с. 41-42.

5. **Вайсбурд Р. А., Шифрин Б. А.** Анализ расхода металлов на штамповые поковки. — Кузнечно-штамповочное производство, 1975, № 2, с. 45-46.

6. **Волков И. П.** Типовые технологические процессы изготовления деталей приборов горячей объемной штамповкой. — Приборы и системы управления, 1979, № 2, с. 37-38.

7. **Глух Н. М.** Поперечно-винтовая прокатка роторных валов. М.: ЦНИИТ-тяжмаш, 1979, 11-79-16, с. 41.

8. **Головин В. А., Базык А. С.** Оценка технологичности и классификация поковок для холодной объемной штамповки. — В кн.: Разработка и внедрение процессов объемной штамповки. Таллин, 1971, с. 21-24.

9. **Гринфельд Л. А., Дюндин В. А.** Процесс закрытой штамповки поковок наружных колец конических двухрядных подшипников. — Кузнечно-штамповочное производство, 1979, № 4, с. 133.

10. **Гурдус П. И., Желтогирко Ф. П.** Применение прогрессивных процессов обработки металлов давлением на Минском автомобильном заводе.— Кузнечно-штамповочное производство, 1978, № 9, с. 4-7.

11. **Замена** процессов горячей штамповки холодным и полугорячим выдавливанием. — Автомобильная промышленность США, 1976, т. 154, № 4, с. 16-17.

12. **Исаченков Е. И.** Контактное трение и смазки при обработке металлов давлением. М.: Машиностроение, 1978, 208 с.

13. **Коваль С. И., Прозоров Л. В.** Ковка крупных дисков турбин без осевых отверстий. — Кузнечно-штамповочное производство, 1971, № 8, с. 10-11.

14. **Крагельский И. В.** Геометрическая характеристика поверхности трения. — В кн.: Сборник повышения износостойкости и срока службы машин. М.: Машиностроение 1967, 207 с.

15. **Кузнецов П. В., Барков В. С., Протопопов О. В.** Технологические возможности штамповки поковок зубчатых колес выдавливанием в разъемных матрицах. — В кн.: Исследование и разработка кузнечно-прессовых машин и технологических процессов. Воронеж, 1976, с. 215-232.

16. **Навроцкий Г. А., Миропольский Ю. А., Лебедев В. В.** Технология объемной штамповки на автоматах. М.: Машиностроение, 1972, 96 с.

17. **Навроцкий Г. А.** Холодная объемная штамповка. М.: Машиностроение, 1973, 495 с.

18. **Новая технология производства труб на установке 200/В. Н. Друян, А. Т. Есаулов, Ю. Г. Крупман и др.** — В кн.: Обработка металлов давлением. М.: Металлургия, 1976, с. 315-319.

19. **Пластическое формоизменение металлов/П. И. Полухин, В. П. Полухин, Г. Я. Гун, Б. А. Прудковский, М.:** Металлургия, 1968, 416 с.

20. **Полухин П. И., Полухин В. П., Николаев В. А.** Контактное взаимодействие металла и инструмента при прокатке. М.: Металлургия, 1974, 199 с.

21. **Полухин П. И., Николаев В. А.** Надежность и долговечность валков холодной прокатки. М.: Металлургия, 1976, 448 с.

22. **Полухин П. И., Тетерин Г. П.** Основы оптимизации и автоматизации проектирования технологических процессов горячей объемной штамповки. М.: Металлургия, 1979, 286 с.

23. **Попов А. К., Солодухо О. А., Белоусов И. А.** Силовые и кинематические параметры штамповки коленчатых валов методом гибки с высадкой. — Кузнечно-штамповочное производство, 1977, № 2, с. 8-10.

24. **Романовский В. П.** Справочник по холодной штамповке. Л.: Машиностроение, 1979, 520 с.

25. **Семенов Е. И., Коровин Д. В.** Расчет исходных заготовок при секционной двусторонней штамповке дисков. — В кн.: Новое в ОМД. М.: ВЗМИ, 1977, с. 34-37.

26. **Сучков А. Е.** Экономия металла в машиностроении при обработке металлов давлением. Минск.: Наука и техника, 1971, 126 с.

27. **Технология ковки толстостенных профильных колец большого диаметра/А. И. Зубков, В. Д. Арефьев, В. Д. Соболев, А. Ю. Питунин.** — Кузнечно-штамповочное производство, 1978, № 2, с. 45-46.

28. **Троицкий В. П., Курбанов Х.** Разработка технологического процесса изготовления труб из полых заготовок. — В кн.: Новые технологические процессы обработки металлов давлением. М.: Металлургия, 1977, № 101, с. 85-86.

29. **Winsper C. E., Sansome D. H.** Application of ultrasonic vibrations to the plug drawing of tube metal forming, March, 1971, p. 71.

30. **Wilson W. R. D., Walowitz Y. A.** An Osotermal Hydrodynamic Lubrication Theory for Hydrostatic Extrussion and Drawing Process with Conical Dies, Trans. ASME, N1, 1971, p. 69-74.

31. **Витанов Д., Неделчев Д.** Механика на процеса точно рязане на заготовки от прьти чрез втулкова матрица. Доклади — пластична деформация. София, 1974, с. 53-64.

32. **Wilson W. R. D.** The Temporary Breakdown of Hydrodynamic Lubrication during an Extrusion Mech. Science N3, 1975, p. 36-45.

33. **Витанов Д., Димитров И.** Върху един нов метод за комплексно оптимизиране показатели на деформируемость на нисковъглеродни стомани, предназначен за студено обмено щамповане с помощта на многопозиционни автомати. Сборник Трета национална научно-техническа конференция по обемна пластична деформация. Оряхово, 1975, с. 83-89.

34. **Давидков П. И., Станчев С. Г.** Някои особености на пробиването на отвори $s/D > 1$ в условията на статично натоварване. Научно-технически сборник, свитък 4, ЦМИ, 1977, с. 49-52.

35. **Давидков П. И., Станчев С. Г.** Към методите за точно пробиване на отвори с размери по-малки от дебелината на метала. Научно-технически сборник. ЦМИ, свитък 3, 1976, с. 45-49.

36. **Давидков П. И., Станчев С. Г.** Определяне силата на рязане и дълбочината на проникване на пуансона при пробиване на отвори $s/d > 1$ в работни условия. Научно-технически сборник, ЦМИ, свитък 3, 1976, с. 23-27.

37. **Давидков П. П.** Триенето при обработване на металите чрез пластична деформация. Техника, София, 1971, с. 370.

38. **Костадинов К. Г.** Определяне основните технологически параметри на процеса хидровзривно формообразуване чрез използуване методите на статическото моделиране. Кандидатска дисертация, Русе, 1975, с. 164.

39. **Tadensz Rut.** Anwendungsmöglichkeiten des TR — Schmiedeverfahrens, Stahl und Eisen (1977) N4, p. 26. Merausgeber von Verein Dentschev Eisenhüttenleute — Düsseldorf. Supplement zur Zeitsohrift Stahl und Eisen Vorbereitet von der polnischen Zeitschrift Technika zadgraniczna, p. 26.

40. **Snidle R. W., Dowson D., Parsons B.** An Elasto — Plastohydrodynamics Lubrication Analysis of the Hydrostatic Extrusion, Process Trans., ASME, 1973, N2, p. 113-122.

41. **Ставрев С. Я.** Създаване на оптимален експлоатационен режим на стационарно съоръжение за хидровзривно формообразуване, Кандидатска дисертация, Русе, 1978, с. 125.

42. **Soden P. D., Hassont S. T., Jonson W.** The cumpling of polyvinylchloride tubes under static and dynamic axial loads, Proc. mech. prop. of mater. at high rates of strain 1974, Lnstn. P. A. Y. Conf. 21, p. 327-338.

43. **Stölzel K.** Flüßigkeitspressung von Metalen., Forsehungsheft, B. 152 (1974) Freiberg — DDR.

44. Support Assembly For Punches and Piston Rods — nam. U.S.A. 3.733.946, 22 may 1973.

45. **Jhiruvarudchelven S., Alexander Y. M.** Hydrodynamic Lubrication in Hydrostatic Extrusion using a double Reduction Die Out Y., Mach Tool, N3, 1971, p. 15-19.

46. **Thomas H. R., Hoersch O. A.** Ways to determinate the rate of friction, Bull 1 Eng. Experimental, Station, N212, 1983, p. 71-74.

47. **Маринов М., Пушев Г., Манолова В., Миховски М.** Ултразвуков метод за определяне на контактните напряжения между плоскопаралелни пластини. Материалознание и технология, БАН, свитък 8, 1979, с. 60-71.

48. **Кортенски М., Пушев Г., Манолова В., Миховски М.** Ултразвуков метод за определяне на контактните напряжения между плоскопаралелни пластини. Материалознание и технология, БАН, свитък 8, 1979, с. 46-52.

INDEX ALPHABÉTIQUE

A

Aciers pour la fabrication des étampes 298
— — — utilisées dans l'estampage à chaud 299
— — — — — — à froid 303
Adhésion dans le frottement externe 261
Aire de la surface de contact 57
Ajourage 86, 93
Angle de découpe 87, 89
— d'ouverture 87, 89
— de retournement 39, 89
Anisotropie 14, 116
— donnée du métal 14
— des propriétés mécaniques 71, 85
— de la résilience 114
Aplatissement de l'ébauche 35
— de lingots creux 93
Application d'une glaçure d'oxalate de fer 206
Augmentation de la surface d'un lingot 40
Automatisation du découpage des tôles 173
Avance(s) absolue(s) 9
— relative(s) 9, 37, 38
Axe principal de la déformation axiale 21
— — — tangentielle 21

B

Bases théoriques du frottement externe 249
— — du procédé de l'estampage liquide 155
Brochage au mandrin 93, 95, 145
— — d'un fer de forge creux 103
— — à gradins 98
Brochage à réductions unitaires importantes 73
— des tuyaux 146

C

Calibrage de l'ébauche de départ 214, 215
— définitif de la pièce 215
Cavité de retrait 28, 299
Cercle de Mohr 189, 191
Champ(s) des contraintes 10
— de déplacements 102
— — admissibles 10
— de forces de frottement 15
— de lignes de glissement 17, 109, 110, 111
— de température 62, 64
— thermiques 20
— — induits dans le lingot 117
— — prescrits 53
— —, types de 53
— — non uniformes 56
— de trajectoires 103
— des vitesses 10
Cinématique du déplacement du métal sur la surface de contact 259
Cintrage avec refoulement 134
Classification du frottement de Kraguelski 260
Coefficient de frottement 255, 261, 265, 268, 272, 278, 280
— de précision pondérale 128
— de réduction 8, 37, 41, 45, 50, 76, 77, 82, 114, 117, 118, 120, 121, 122, 123
— de transmission de chaleur 157
— (taux) d'utilisation du métal 87, 124, 125, 126, 137, 168, 179, 213
Combinaison de l'estampage et des éléments de laminage 131
— de l'estampage à froid et tiède 139

Combinaison du réchauffage et du refroidissement 40, 60
Compression hétérogène tridimensionnelle 37
— omnilatérale 71
Condition de Prandtl 193
Conditions aux limites 10, 64, 104, 106
— —, réglage des 21
Configuration des lingots de forge 44
— de la surface de travail de l'outil 21
Constance du volume, condition de 20
Contraintes de compression complémentaires 56
— dans l'outil fretté 292
— — —, contrôle des 293
— — —, détermination des 293
— tangentielles 12
— thermiques 66
— — longitudinales 66
— — radiales 66
— — tangentielles 66
Contrôle par ultra-sons 70, 115
— — des outils frettés 291
Corps rigide-plastique 11, 17, 225
Coulée de l'acier 28
— du métal liquide 159
Cristaux basaltiques 30
Croix de forgeage 73
Cylindres à calibres cunéiformes 129

D

Décollement du métal du mandrin 95
Découpage des ébauches 168
— — en tôle 168
— optimal de la tôle 168
Déformabilité des aciers 208
— —, critères de 211
Déformation(s) de cisaillement 12, 92, 118
— — maximales 22
— — principales 117
— logarithmiques 10
— — locale 51
— octaédrique de cisaillement 118
— — normales 117
— plastique des alliages peu plastiques 7, 8
— relative 209
— unitaire 210
Déplacement de la limite des phases 156, 158
Différence de températures suivant la section d'un lingot 35, 58
Dimensions des barrettes 168
Domaine d'application de l'estampage liquide 159

E

Ebauchage 35, 86
— à la surface latéral concave 114, 120, 121
— — — — locale 115
Ecoulement non homogène du métal 8
— plastique 113
— —, réglage d' 116
Ecrouissage 228, 229
Efficacité de déformation de l'acier 40
— des matières lubrifiantes 283
Effort(s) de découpage 172
— d'emboutissage 232, 235
— dans l'hydroformage 223
— de la mise en forme hydromécanique 221
— de poinçonnage 173, 175
— — des trous carrés 175
— — — rectangulaires 175
— — avec le rapport $s/d > 1$ 184
— de serrage 235
— de tronçonnage 193
Egalité du foyer physique de déformation au foyer géométrique 100, 101, 106
Elargissement 86, 93, 97
— des bagues 140
— — aux mandrins profilés 141
— — coniques 141
— — profilées 142
— des bandages 141
— préalable du lingot creux 93
— relatif 96
Eléments de guidage du poinçon 177
Emboutissage des bagues 136
— — à froid 139
— profond 229
— avec amincissement des parois 230
— sans amincissement des parois 229
Epaisseur absolue de la couche usée 291
Epures des contraintes tangentielles de contact 21
Equation de Dériaguine 251
— de Fourier 155
— de Hencky 189
— de Kraguelski 253
— de Newton 257
— de Reynolds 224
Essais des propriétés mécaniques 83
Estampage 7
— des arbres 131
— en conteneur fermé sans bavure 127
— avec contre-pression 126
— des disques 143
— des ébauches dentées sans formation des dents 137

Estampage par extrusion dans les étampes fermées 126
— — — ouvertes 126
— sans formation de bavures 126
— à galetage 140
— liquide 148, 159
— —, préparation du métal 150
— —, matériel et outillage 152
— —, choix des presses spéciales 152
— — matériaux pour l'outillage 154
— à peu de bavures 126, 137
— — de déchets 126
— tiède 139
— tridimensionnel à froid 209
— — — sur les installations automatiques à plusieurs étampes 213
— — — — — — —, paramètres technologiques de 214
Etablissement des processus de déformation, algorithme de 25
— — —, organigramme de 26
Etampes de haute précision 194
— — — à douille pour le tronçonnage des produits laminés 195
— — — avec le serrage latérale 195
Etat de contrainte et de déformation 13
— — — aux opérations de finition 70
— — — lors du refoulage 80
Exigences technologiques concernant les pièces obtenues par traitement des métaux par déformation 165
— — — — — par l'emboutissage 166
— — — — — par l'estampage tridimensionnel 167
— — — — plates 165
Exploitation des étampes 306
Extrusion des tubes 146

F

Fabrication des étampes 298
— des plaques 145
— des tubes 145
Facteur(s) de distribution des températures 27, 113, 114, 116
— technologiques du traitement des métaux par déformation 21
Fermeture des défauts internes 36, 53
Fiabilité de l'outillage 287
Fissures externes 28
— internes 28
— longitudinales 116
— transversales 116
Flocons 28
Forces d'adhésion 259
Forces de frottement 201, 223, 249, 251, 252, 253, 254, 257
— — spécifiques 264, 265, 267, 270, 272
— de frottement, travail de 106
Forgeage 7
— des arbres 135
— par brochage 71
— des disques 144
Forgeage libre 94
Forgeage du lingot « à trois lobes » 107
— des pièces creuses 93
— — pleines 71
— par refoulage 79
Formage hydrodynamique 220
— hydromécanique 220
— hydroplastique 222
Formule de Popov 185
Foyer(s) de déformation 10, 20, 73
— — donné 20
— — —, construction de 21
— — lors de l'hydroformage 223
— — géométrique 72, 100
— — physique 22, 100
— —, macrocaractéristique de 13
— —, structure de 15, 19
Fractionnement de la structure de coulée 41, 42
Frettage des outils 297
Front de cristallisation du métal, régulation de 29
Frottement externe
— —, bases théoriques de 249
— —, théorie mécanique 249
— —, — moléculaire 251
— —, — moléculaire-mécanique 253
— —, — de la résistance au cisaillement des couches superficielles 254
— —, types de 260
Frottement hydroplastique 223
— sec 223
— lors du traitement des métaux par déformation 258
— — — — à froid 201
Flux de déplacement 13, 21, 23, 72
— plastique 13, 15
— — au cours du forgeage 72
— — prescrits 13, 21
Fusion de l'acier 28

H

Hétérogénéité de la déformation 53
— de propriétés mécaniques 79
— de qualité du métal 79
— de structure 79

Hodographe des vitesses 192
Hydroformage des métaux 219
Hypothèses de calcul du champ de températures 62
— de l'énoncé mathématique du problème du traitement par déformation 11

I

Inclusions non métalliques 8, 28, 81, 298
Indice de forme de la section transversale d'une ébauche 51
Influence sur la force de frottement du degré de renouvellement du métal 263
— — — des forces d'adhésion 263
— — — de la pression 263
— — — de la surface de contact 263
Interstice entre la matrice et le poinçon 153
Irrégularité de l'allongement 99
Isolement thermique entre l'étampe et la presse 153

L

Laminage 7
— des anneaux 135
— des arbres 129
— — transversal 129
— à chaud transversal et hélicoïdal 129
— des disques 144
Lignes de glissement, champ de 17, 189, 190
— —, méthode de 10, 108
— de séparation de l'écoulement plastique 21
Limite d'écoulement 10, 20
Lingot(s) allongés 29, 31
— à conicité élevée 29
—, forme de la section transversale 45
— géants 32
— —, forgeage de 113
—, hétérogénéité de macrostructure 30
— sans masselotte 94
—, modification de la configuration 32
— octogonal 29, 48
— raccourci 30
— rectangulaires 43
—, redistribution des impuretés 31
—, ségrégation des éléments chimiques 30
—, solidification de 31
Lingot, structure à trois zones 41
— « à trois lobes » 46, 48, 49
— — —, forgeage de 107
Lingotière de conicité élevée 42
— , forme de la section transversale d'une 43
Localisation des déformations 22
Loi d'Amontons 249
— de frottement généralisée de Issatchenkov 258
— de Newton 226
— physique du frottement 11
Lois générales du frottement lors du traitement des métaux par déformation 262
Longévité de fatigue 119
— —, indice de 120
— de l'outillage 287
Lubrifiants liquides 279
— solides 276
— utilisés lors du traitement à chaud 276
— — — à froid 275
— vitreux 276, 279
— —, efficacité de 285

M

Machines horizontales à forger 134, 307
Matriçage des ébauches à dents 138
Matrice(s) à bords biseautés 174
— — tranchants parallèles 175
— à douille 188
Mécanisme de frottement, interprétation de Bowden de 252
Méthode(s) d'étude du frottement externe lors de l'aplatissement 268
— — — — lors du laminage 265
— — — — lors du tréfilage 272
— nomographique de l'optimisation des critères de déformabilité 211
Milieu rigide-plastique 15, 189
Mise en forme par explosion 238
— — —, équipement technologique 245
— — — dans le liquide 239
— — —, matières explosives 242
— — —, milieu intermédiaire 240
— — —, principaux paramètres technologiques 243
— — —, sources d'énergie 239
Modèle de l'état thermique 63, 115
— statistique du procédé 51

N

Notion d'un lingot géant 32

O

Onde de choc 240
Opérations principales de mise en forme 214, 215
Organisation des flux alternés 25
Outil(s) de forgeage
— —, angle de découpure 51
— — biseautés 42
— — combinés 39, 48, 87, 95, 103, 107, 108
— — coniques 41, 79
— — à découpes 39, 76, 87, 95, 99, 103
— — étroits 122
— — à formes nouvelles 71
— — à front croisé 117, 118, 122
— — — non rectiligne 75, 99
— — — rectiligne 75
— — à gradins 91
— —, paramètres de déformation 87
— —, — technologiques 87
— — plats 38, 48, 75, 87, 99
— — à profil sphérique des bords 42
— — en relief 42, 90
— — à surface utile combinée 81
— — — — convexe 74
— frettés 291

P

Palier de contact, largeur de 100
— —, longueur de 100
Paramètres de déformation 10
Perfectionnement des régimes de corroyage 48
Phosphatation 202
Plaques sphériques concaves 41
Plateau(x) concaves sphériques 80
— convexes 79
— inférieur de refoulage 79
Poinçon(s) à bords biseautés 174
— — tranchants parallèles 175
— étagé 176
Poinçonnage 173
— d'ébauche 173
— de finition 176
— — avec la contre-pression 176
— précis des trous avec le rapport $s/d > 1$ 177
— — — —, particularités de 181
Porosité axiale 28
Préparation de la surface des ébauches en acier au carbone 202
— — — en aciers spéciaux 206
Pressage 7
— hydrostatique 219, 224
— des tubes 146
Pression latérale 56, 79
Pressions élevées lors de l'estampage liquide 148, 158, 159
Principe des variations de Lagrange 15
Procédés d'obtention des ébauches 164
Profilage des faces latérales 23
Propriétés mécaniques des métaux 20

Q

Qualité de surface après l'hydroformage 227

R

Rationnalisation des lingots de forge 43
Réchauffage forcé des lingots 59
— intensifié 120
— préliminaire 40
— uniforme suivant la section 56
Réduction(s) 88, 110
— moyenne(s) 9, 51
— unitaire(s) 51, 72
— — importantes 73
Refoulage 86
— de fers de forge à surface latérale concave 80
Refroidissement au cours des opérations de finition 69
— rationnel pour le corroyage d'un lingot de 50 t 68
— de la surface d'une ébauche réchauffée 56
Régimes optimaux du réchauffage par étapes 63
— de réchauffage et de refroidissement du métal 61
— thermiques lors du corroyage des lingots de masse 10 t 66
Régions de déformations difficiles 72, 95
— — —, diminution de 73
— libres 95
— plastiques 111
Réglage de la répartition des déformations en ébauche déformée 23
Régulation de l'écoulement du métal lors du brochage 74
Remplissage par le métal de la cavité de l'outil 102
Rendement métallurgique 29, 30, 113, 125, 126, 128
— —, augmentation de 86
Renouvellement de la surface de contact 259
Répartition non uniforme des propriétés mécaniques 9

Repoussage au tour 236
— — avec l'épaisseur variable de la paroi arrière 237
Réseaux de coordonnées 77, 78
— —, méthode de 12
Réserves de l'économie du métal 128, 140, 159
Résistance au cisaillement 254
Retassure(s) 94
— aux abouts 129
Retournement(s) 72, 74, 99, 110, 111
—, nouveau régime de 121
Rugosité irrégulière des surfaces de travail 288, 290

S

Ségrégation axiale 8, 30
— extra-axiale 8, 28, 30
Soudage à la forge 23, 83, 116
— —, qualité de 116
— — par refoulage 82
Soudure 258
— de la pièce avec l'étampe 159
Structure des lingots 29
Surépaisseur prévue pour l'usinage 127, 134
Surfaces des cisaillements 89
— des plus grands cisaillements 73
— de propriétés mécaniques 83
— — —, équations des 85
Surfaces de séparation ou de jonction d'écoulement 14

T

Taux de repoussage 236
— d'emboutissage 231
Températures de coulée des métaux fondus dans les étampes 159
Temps du début de cristallisation 155
— de la solidification complète 156
Théorie du frottement fluide 257
Torsion des macroéléments de la structure 24, 116
Tourillon, coupe de 80
—, refroidi 79, 116
—, sertissage de 69, 79
Traitement par déformation à froid 200
— — —, avantages de 200
— — —, particularités de 201
— — — tendances de 200
— des métaux à peu de déchets 124
— thermique des étampes 303
Trajectoires des points 23, 102
Transformation de la structure fondue (de coulée) en structure déformée 7, 23
Travail uniforme du métal dans la zone axiale 115
Tréfilage 7, 222
— hydrodynamique 224
Tronçonnage des ébauches en barres 186
—, paramètres de 188
—, precision de 186, 188
—, schéma de 188
— des tubes 197
— — avec serrage 197
— — sans serrage 198

U

Usure de l'outillage 286
— des pièces intermédiaires en alliages durs 287
— des matrices en alliages durs 280, 291
—, intensité de 289, 290

V

Vitesse de remplissage de la cavité de l'étampe 158
— de solidification 31

Z

Zone(s) d'adhésion 10, 104, 201, 259, 261
— de glissement 10, 259, 261
— plastiques 10
— rigide 10
— de la transformation de la surface latérale en surface d'about 259

TABLE DES MATIÈRES

Préface à l'édition française 5

Chapitre premier. Bases théoriques du traitement des métaux par déformation 7

1.1. Principaux procédés et rôle du traitement des métaux par déformation dans les constructions mécaniques 7
1.2. Principes d'établissement des régimes de déformation . . . 9

Chapitre 2. Caractéristiques des lingots et des régimes de leur déformation 28

2.1. Conditions métallurgiques de fabrication des lingots 28
2.2. Facteurs du régime de déformation 34
2.3. Rationalisation des lingots de forge 43

Chapitre 3. Chauffage du métal et régime thermique de déformation 5

3.1. Champs thermiques prescrits 53
3.2. Régimes de réchauffage et de refroidissement du métal . . . 61

Chapitre 4. Fabrication des pièces forgées à partir des lingots 71

4.1. Opérations et techniques du forgeage des pièces pleines . . . 71
4.2. Paramètres technologiques et de déformation des outils de forgeage 87
4.3. Procédé de forgeage des pièces creuses 93
4.4. Particularités de forgeage du lingot « à trois lobes » 107
4.5. Particularités de forgeage des lingots géants 113

Chapitre 5. Fabrication des ébauches pour les constructions mécaniques 123

5.1. Indices technico-économiques des procédés de déformation 124
5.2. Fabrication des ébauches des arbres 129
5.3. Fabrication des ébauches annulaires 135
5.4. Fabrication des disques et des plaques 143
5.5. Fabrication des tubes 145

Chapitre 6. Procédés de déformation des métaux à l'état liquide 148

6.1. Préparation des métaux 148
6.2. Procédé de l'estampage liquide 155
6.3. Domaine d'application de l'estampage liquide 159

Chapitre 7. Préparation des matériaux de départ pour l'estampage . . . 164

7.1. Procédés d'obtention des ébauches 164
7.2. Découpage des ébauches 168

7.3. Poinçonnage 173
7.4. Tronçonnage des ébauches en barres 186
7.5. Etampes de haute précision pour le tronçonnage des ébauches en barres 194

Chapitre 8. Traitement des métaux par déformation à froid 200

8.1. Principales tendances du développement des méthodes du traitement par déformation à froid 200
8.2. Traitement préalable des ébauches avant la déformation à froid 202
8.3. Déformation tridimensionnelle des métaux en état froid . . . 207
8.4. Emboutissage profond 229
8.5. Repoussage au tour 236
8.6. Mise en forme par explosion 238

Chapitre 9. Frottement, usure et durée de vie des outils lors du traitement des métaux par déformation 249

9.1. Bases théoriques du frottement externe 249
9.2. Méthodes modernes de l'étude du frottement de déformation 261
9.3. Lubrifiants utilisés lors du traitement des métaux par déformation 275
9.4. Usure et perspectives de l'augmentation de la durée de vie de l'outillage utilisé dans le traitement des métaux par déformation 286
9.5. Fabrication, exploitation et réparation des étampes 298

Bibliographie 308
Index alphabétique 311

À NOS LECTEURS

Les Editions Mir vous seraient très reconnaissantes de bien vouloir leur communiquer votre opinion sur le contenu de ce livre, sa traduction et sa présentation, ainsi que toute autre suggestion.

Notre adresse: Editions Mir,
2, Pervy Rijski péréoulok,
Moscou, I-110, GSP, U.R.S.S.

SYNTHÈSE DES AUTOMATES MICROPROGRAMMÉS

par S. Baranov

Le livre de S. Baranov, docteur ès sciences techniques, expose la théorie des automates finis et des schémas opérationnels des algorithmes en liaison avec la théorie et la pratique de conception des dispositifs de commande microprogrammés. Une place de choix est réservée aux méthodes pratiques permettant l'établissement des projets des automates de complexité réelle.

S'adresse aux concepteurs des automatismes discrets et des dispositifs de calcul, peut également intéresser les étudiants.